

SVEUČILIŠTE U ZAGREBU
FAKULTET STROJARSTVA I BRODOGRADNJE

DIPLOMSKI RAD

Ivan Badurina Žakan

Zagreb, 2018.

SVEUČILIŠTE U ZAGREBU
FAKULTET STROJARSTVA I BRODOGRADNJE

DIPLOMSKI RAD

Mentor:

Doc. dr. sc. Darko Ivančević

Student:

Ivan Badurina Žakan

Zagreb, 2018.

Izjavljujem da sam ovaj rad izradio samostalno koristeći znanja stečena tijekom studija i navedenu literaturu.

Na prvom mjestu htio bih se zahvaliti svojem mentoru Doc. dr. sc. Darku Ivančeviću na stručnoj pomoći i vodstvu, kao i na savjetima u vezi izrade ovoga rada.

Najveća zahvala mojoj majci i sestri na svim riječima ohrabrenja i strpljenju pruženom tijekom studiranja. I na kraju veliko hvala mojoj djevojci Teni što je uvijek bila uz mene kad je bilo najpotrebnije.

Ivan Badurina Žakan



SVEUČILIŠTE U ZAGREBU
FAKULTET STROJARSTVA I BRODOGRADNJE
Središnje povjerenstvo za završne i diplomske ispite
Povjerenstvo za završne i diplomske ispite studija zrakoplovstva



Sveučilište u Zagrebu Fakultet strojarstva i brodogradnje	
Datum	Prilog
Klasa:	
Ur.broj:	

DIPLOMSKI ZADATAK

Student: **Ivan Badurina Žakan** Mat. br.: 0035182069

Naslov rada na hrvatskom jeziku: **Analiza naprezanja pri udaru leda u pretkrilce velikog putničkog aviona**

Naslov rada na engleskom jeziku: **Stress Analysis at Hail Impact in a Large Airliner Slat Structure**

Opis zadatka:

Za pretkrilce velikog putničkog aviona je potrebno izvršiti numeričku analizu udara leda pri uvjetima koji se mogu pojaviti u letu. U uvodnom dijelu rada je potrebno izvršiti pregled numeričkih metoda koje se koriste za simulaciju udarnih oštećenja izazvanih ledom te na temelju zaključaka odabrati numeričke pristupe koji će se koristiti u radu. Validaciju odabranih numeričkih pristupa i materijalnih modela leda je potrebno izvršiti usporedbom s eksperimentalnim podacima iz dostupne literature.

U drugom dijelu rada je odabrane numeričke pristupe potrebno primijeniti na simulaciju udara leda u konstrukciju pretkrilca. Ove simulacije treba vršiti na numeričkom modelu metalnog pretkrilca. Numeričke analize treba vršiti u Abaqus/Explicit-u. U radu je potrebno koristiti elastično-plastične materijalne modele koji vjerno opisuju ponašanje materijala korištenih u zrakoplovnim konstrukcijama pri velikim brzinama deformacije.

U trećem dijelu rada je potrebno izvršiti numeričku simulaciju udara leda u kompozitnu konstrukciju pretkrilca pri početnim i rubnim uvjetima korištenim za simulaciju metalne konstrukcije pretkrilca. Pri modeliranju kompozitne konstrukcije potrebno je koristiti Hashin-ov model oštećivanja.

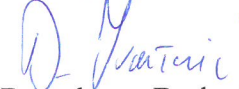
Na kraju rada je potrebno usporediti rezultate metalne i kompozitne varijante konstrukcije. U radu koristiti svojstva materijala i rasporede slojeva kompozitnih konstrukcija koji su uobičajeni u zrakoplovnim konstrukcijama. U radu je potrebno navesti korištenu literaturu i eventualno dobivenu pomoć.

Zadatak zadan:
18. siječnja 2018.


Rok predaje rada:
22. ožujka 2018.

Predviđeni datumi obrane:
28., 29. i 30. ožujka 2018.

Zadatak zadao:


Doc. dr. sc. Darko Ivančević

Predsjednik Povjerenstva:


Prof. dr. sc. Ivica Smojver

SADRŽAJ

POPIS SLIKA	III
POPIS TABLICA.....	VI
POPIS OZNAKA	VII
SAŽETAK.....	IX
ABSTRACT.....	X
1. UVOD.....	1
2. NUMERIČKI MODEL LEDA.....	2
3. NUMERIČKE SIMULACIJE – VALIDACIJA MATERIJALNOG MODELA	7
3.1. Eksperimentalni testovi.....	7
3.2. SPH metoda.....	10
3.2.1. Model za validaciju materijalnog modela leda – SPH metoda	11
3.3. CEL metoda.....	13
3.3.1. Model za validaciju materijalnog modela leda – CEL metoda.....	13
3.4. Rezultati simulacija za validaciju materijalnog modela	14
4. NUMERIČKE SIMULACIJE – UDAR U METALNU KONSTRUKCIJU PRETKRILCA.....	22
4.1. Udar tuče	22
4.2. Model pretkrilca [15]	23
4.3. Materijalni model.....	26
4.3.1. Johnson-Cook materijalni model [9].....	27
4.4. Početni i rubni uvjeti za simulacije udara u metalnu konstrukciju	28
4.4.1. Rezultati simulacija udara u metalnu konstrukciju	31
4.4.1.1. Simulacije CEL-110-GR i SPH-110-GR	31
4.4.1.2. Simulacija CEL-110-GR-JC	33
4.4.1.3. Simulacija SPH-110-GR-JC	35
4.4.1.4. Usporedba rezultata udara u glavno rebro	36
4.4.1.5. Simulacije CEL-110-IZ i SPH-110-IZ.....	36
4.4.1.6. Simulacija CEL-110-IZ-JC.....	38
4.4.1.7. Simulacija SPH-110-IZ-JC	39
4.4.1.8. Usporedba rezultata simulacija udara između glavnog i pomoćnog rebra ..	40
4.4.1.9. Simulacije CEL-110-PR-JC i SPH-110-PR-JC	41
4.4.1.10. Simulacije CEL-50 i SPH-50.....	43
4.4.1.11. Simulacija CEL-50-JC	45
4.4.1.12. Simulacija SPH-50-JC	46
4.4.1.13. Usporedba rezultata simulacija udara s tri komada leda.....	47
5. NUMERIČKE SIMULACIJE – UDAR U KOMPOZITNU KONSTRUKCIJU PRETKRILCA.....	48
5.1. Materijalni model kompozitnog pretkrilca	49
5.1.1. Hashin-ov kriterij popuštanja.....	50
5.2. Model kompozitnog pretkrilca.....	52
5.3. Simulacije udara u kompozitnu konstrukciju.....	53
5.3.1. Rezultati simulacija udara u kompozitnu konstrukciju.....	53

5.3.1.1.	Simulacija CEL-110-GR-komp	53
5.3.1.2.	Simulacija CEL-110-IZ-komp	55
5.3.1.3.	Simulacija CEL-110-PR-komp	57
5.3.1.4.	Simulacija CEL-50-komp	59
6.	ZAKLJUČAK	63
7.	LITERATURA	64

POPIS SLIKA

Slika 1	Monolitni i ravninsko-slojeviti SHI [2].....	2
Slika 2	Ponašanje leda u tlačnom naprezanju [8].....	4
Slika 3	Promjena tlačne čvrstoće s brzinom deformacije [3].....	4
Slika 4	Prikaz promjene devijatorske (q) i hidrostatske (p) komponente ovisno o stanju naprezanja [9].....	6
Slika 5	Eksperimentalni postav [2].....	7
Slika 6	Sustav FMT-a [2].....	8
Slika 7	Ponovljivost eksperimentalnog testa – SHI promjera 50.8mm.....	8
Slika 8	Prikaz mreže krute ploče i SHI 25.4 mm.....	11
Slika 9	Prikaz mreže SHI promjera 25.4 mm. Lijevo: mreža C3D4 elemenata. Desno: mreža PC3D elemenata.....	12
Slika 10	Mreža Euler-ovog prostora za validaciju CEL modela leda.....	14
Slika 11	Validacija numeričkog modela leda: Prikaz deformiranja leda pri udaru u krutu ploču.....	14
Slika 12	Prikaz deformiranja leda iz eksperimentalnog testa [2].....	15
Slika 13	Utjecaj pravca promjene granice razvlačenja na kontaktnu silu – TEST 3.....	16
Slika 14	Utjecaj pravca promjene granice razvlačenja na kontaktnu silu – TEST 9.....	16
Slika 15	Validacija numeričkog modela: Test 1 - SHI: 25.4 mm – brzina: 139.0 m/s.....	17
Slika 16	Validacija numeričkog modela: Test 2 - SHI: 38.1 mm – brzina: 69.2 m/s.....	17
Slika 17	Validacija numeričkog modela: Test 3 - SHI: 38.1 mm – brzina: 142.0 m/s.....	18
Slika 18	Validacija numeričkog modela: Test 4 - SHI: 42.7 mm – brzina: 73.5 m/s.....	18
Slika 19	Validacija numeričkog modela: Test 5 - SHI: 42.7 mm – brzina: 126.0 m/s.....	18
Slika 20	Validacija numeričkog modela: Test 6 - SHI: 50.8 mm – brzina: 81.0 m/s.....	19
Slika 21	Validacija numeričkog modela: Test 7 - SHI: 50.8 mm – brzina: 144.2 m/s.....	19
Slika 22	Validacija numeričkog modela: Test 8 - SHI: 61.0 mm – brzina: 61.7m/s.....	20
Slika 23	Validacija numeričkog modela: Test 9 - SHI: 61.0 mm – brzina: 189.2 m/s.....	20
Slika 24	Pozicija pretkrilca na krilu [15].....	23
Slika 25	Numerički model unutarnje konstrukcije pretkrilca.....	23
Slika 26	Različite debljine elemenata ljuskastih elemenata.....	24
Slika 27	Kinematske veze na spoju ljuskastih i <i>continuum</i> elemenata.....	25
Slika 28	Diskretizirani model pretkrilca.....	25
Slika 29	Dijagram naprezanje-deformacija za korištene aluminijske legure.....	26
Slika 30	Pozicije udara za tuču promjera 110 mm (lijevo) i s tri udarača promjera 50 mm (desno).....	29
Slika 31	Kutovi udara leda promjera 110 mm.....	29
Slika 32	Prikaz udara simulacije CEL-110-GR i SPH-110-GR.....	31
Slika 33	Naprezanje po von Misesu [Pa] za simulaciju CEL-110-GR i SPH-110-GR.....	32
Slika 34	Ekvivalentne plastične deformacije [-] za glavno rebro: usporedba CEL i SPH metode za slučaj GR ($t=0.0034$ s).....	32
Slika 35	Ekvivalentne plastične deformacije[-] na oplati – usporedba CEL i SPH metode za slučaj GR ($t=0.0034$ s).....	33
Slika 36	Ekvivalentna plastična deformacija [-] na oplati CEL-110-GR(-JC) ($t=0.0034$ s).....	34
Slika 37	Ukupni pomak čvora na gornjoj oplati s najvećim pomakom CEL-110-GR(-JC).....	34

Slika 38	Ekvivalentna plastična deformacija [-] na oplati SPH-110-GR(-JC) ($t=0.0034$ s) 35
Slika 39	Ukupni pomak čvora na gornjoj oplati s najvećim pomakom SPH-110-GR(-JC) 35
Slika 40	Prikaz udara simulacije CEL-110-IZ i SPH-110-IZ..... 37
Slika 41	Naprezanje po von Misesu [Pa] za simulaciju CEL-110-IZ i SPH-110-IZ 37
Slika 42	Ekvivalentna plastična deformacija [-] na pomoćnom rebro - slučaj IZ ($t=0.0034$ s) 38
Slika 43	Ukupni pomak čvora na gornjoj oplati s najvećim pomakom - CEL-110-IZ(-JC) 38
Slika 44	Ekvivalentna plastična deformacija [-] CEL-110-GR-JC ($t=0.0034$ s)..... 39
Slika 45	Ukupni pomak čvora na gornjoj oplati s najvećim pomakom - SPH-110-IZ(-JC) 39
Slika 46	Ekvivalentna plastična deformacija [-] SPH-110-GR-JC ($t=0.0034$ s)..... 40
Slika 47	Prikaz udara simulacije CEL-110-PR-JC i SPH-110-PR-JC 41
Slika 48	Naprezanje po von Misesu [Pa] za simulaciju CEL-110-PR-JC i SPH-110-PR-JC 41
Slika 49	Ekvivalentna plastična deformacija [-] na pomoćnom rebro ($t=0.0034$ s)..... 42
Slika 50	Ukupni pomak čvora na gornjoj oplati s najvećim pomakom..... 42
Slika 51	Prikaz udara simulacije CEL-50..... 43
Slika 52	Naprezanje po von Misesu [Pa] za simulaciju CEL-50 i SPH-50..... 44
Slika 53	Ekvivalentna plastična deformacija [-] na gornjoj oplati za udar s tri udarača ($t=0.0034$ s) 44
Slika 54	Ekvivalentna plastična deformacija [-] za pomoćno rebro za udar s tri udarača ($t=0.0034$ s) 45
Slika 55	Ukupni pomak čvora na oplati s najvećim pomakom - CEL-50(-JC)..... 45
Slika 56	Ekvivalentne plastične deformacije [-] na gornjoj oplati - CEL-50(-JC) ($t=0.0034$ s) 46
Slika 57	Ukupni pomak čvora na oplati s najvećim pomakom - SPH-50(-JC)..... 46
Slika 58	Ekvivalentna plastična deformacija [-] na gornjoj oplati - SPH-50(-JC) ($t=0.0034$ s) 47
Slika 59	Upotreba kompozitnih materijala u Airbus A380 [5] 48
Slika 60	Hooke-ov dijagram za tipičan vlaknima ojačan kompozit [9] 51
Slika 61	Prikaz udara simulacije CEL-110-GR-komp 53
Slika 62	Vrijednosti indeksa Hashin-ovog kriterija popuštanja matrice pri vlačnom opterećenju za simulaciju CEL-110-GR-komp 54
Slika 63	Vrijednosti indeksa Hashin-ovog kriterija popuštanja matrice pri vlačnom opterećenju - prikaz bez gornje oplate-CEL-110-GR-komp ($t=0.00168$ s) 54
Slika 64	Usporedba oštećenja kompozitne i metalne konstrukcije pretkrilca – udar u glavno rebro..... 55
Slika 65	Prikaz udara simulacije CEL-110-IZ-komp 55
Slika 66	Vrijednosti indeksa Hashin-ovog kriterija popuštanja matrice pri vlačnom opterećenju za simulaciju CEL-110-IZ-komp..... 56
Slika 67	Vrijednosti indeksa Hashin-ovog kriterija popuštanja matrice pri vlačnom opterećenju - prikaz bez gornje oplate-CEL-110-IZ-komp ($t=0.00168$ s) 56
Slika 68	Vrijednosti indeksa Hashin-ovog kriterija popuštanja vlakna pri vlačnom opterećenju za simulaciju CEL-110-IZ-komp..... 57
Slika 69	Prikaz udara simulacije CEL-110-PR-komp 57
Slika 70	Vrijednosti indeksa Hashin-ovog kriterija popuštanja matrice pri vlačnom opterećenju za simulaciju CEL-110-PR-komp..... 58
Slika 71	Vrijednosti parametra oštećenja vezanog uz oštećivanje matrice pri vlačnom opterećenju -CEL-110-PR-komp ($t=0.00168$ s) 58
Slika 72	Usporedba oštećenja kompozitne i metalne konstrukcije pretkrilca – udar u pomoćno rebro..... 59

Slika 73	Prikaz udara simulacije CEL-50-komp	59
Slika 74	Vrijednosti indeksa Hashin-ovog kriterija popuštanja matrice pri vlačnom opterećenju za simulaciju - CEL-50-komp	60
Slika 75	Vrijednosti indeksa Hashin-ovog kriterija popuštanja matrice pri vlačnom opterećenju - prikaz bez gornje oplata - CEL-50-komp ($t=0.00168$ s)	60
Slika 76	Usporedba oštećenja kompozitne i metalne konstrukcije pretkrilca – udar između glavnog i pomoćnog rebra	61
Slika 77	Dijagram energija za CEL-110-IZ-JC	61
Slika 78	Dijagram energija za CEL-110-IZ-komp	62
Slika 79	Dijagram usporedbe energija plastičnih deformacija i energije oštećivanja za udar u glavno rebro	62

POPIS TABLICA

Tablica 1	Mehanička svojstva leda [6].....	3
Tablica 2	Pravac C1 [3].....	5
Tablica 3	Rezultati ponovljenih eksperimenata [3].....	9
Tablica 4	Popis simulacija za validaciju materijalnog modela [2, 3].....	9
Tablica 5	Broj konačnih elemenata u simulacijama.....	12
Tablica 6	Usporedba eksperimentalnih testova i rezultata simulacija	21
Tablica 7	Podaci o mreži konačnih elemenata[15]	24
Tablica 8	Mehanička svojstva materijala [15]	26
Tablica 9	Konstante za opisivanje plastičnog područja [16].....	28
Tablica 10	Konstante za opisivanje područja oštećenja [16]	28
Tablica 11	Elastična svojstva materijala [16].....	28
Tablica 12	Usporedba rezultata udara u glavno rebro.....	36
Tablica 13	Usporedba ekvivalentnih plastičnih naprezanja za simulacije 'IZ'	40
Tablica 14	Usporedba rezultata udara u pomoćno rebro.....	43
Tablica 15	Usporedba rezultata simulacija s 3 komada leda.....	47
Tablica 16	Mehanička svojstva GFRP-a [18]	49
Tablica 17	Parametri čvrstoće za GFRP [18].....	49
Tablica 18	Rasporedi slojeva kompozitne konstrukcije pretkrilca	52

POPIS OZNAKA

Oznaka	Jedinica	Opis
A	Pa	Granica razvlačenja u Johnson-Cook-ovom materijalnom modelu
B	Pa	Parametar koji opisuje utjecaj očvršćivanja materijala
C_1	-	Konstanta brzine deformacije za Johnson-Cook model
D_{1-5}	-	Parametri Johnson-Cook modela za određivanje ekvivalentne plastične deformacije pri lomu
E	Pa	Modul elastičnosti izotropnog materijala
E_i	Pa	Modul elastičnosti u smjeru glavnih materijalnih osi
G_{ij}	Pa	Modul smicanja u koordinatnom sustavu (x_i, y_i)
h	m	Duljina izgladivanja
m	-	Parametar koji opisuje mekšanje uslijed promjene temperature
n	-	Parametar koji opisuje utjecaj očvršćivanja materijala
p	Pa	Hidrostatska komponenta tenzora naprezanja
r_j	m	Vektor položaja
S	Pa	Smična čvrstoća kompozitnog sloja
T_0	K	Sobna temperatura
T_{melt}	K	Talište materijala
q_{ij}	Pa	Devijatorska komponenta tenzora naprezanja
v_j	m/s	Vektor brzine
X_c	Pa	Tlačna čvrstoća kompozitnog sloja u pravcu vlakna
X_t	Pa	Vlačna čvrstoća kompozitnog sloja u pravcu vlakna
Y_t	Pa	Vlačna čvrstoća kompozitnog sloja u smjeru okomitom na pravac vlakana
Y_c	Pa	Tlačna čvrstoća kompozitnog sloja u smjeru okomitom na pravac vlakana

$\dot{\varepsilon}_{tc}$	1/s	Brzina deformacije na granici krhkog loma leda
ε_T	-	Deformacija pri granici razvlačenja
ε_{ekv}^f	-	Ekvivalentna deformacija pri lomu
$\dot{\varepsilon}_0$	1/s	Referentna brzina deformacije
$\dot{\varepsilon}_{pl}$	-	Brzina plastične deformacije
ν_{ij}	-	Poissonov koeficijent u koordinatnom sustavu (x_i, y_i)
ρ	kg/m ³	Gustoća
σ_{krit}	Pa	Kritično hidrostatsko naprezanje
σ_T	Pa	Granica razvlačenja
σ_{sred}	Pa	Srednje normalno naprezanje
σ^*	-	Bezdimenzijski omjer hidrostatskog i ekvivalentnog naprezanja
σ_i	Pa	Normalno naprezanje u smjeru glavnih materijalnih osi
τ_{ij}	Pa	Smično naprezanje u koordinatnom sustavu (x_i, y_i)

SAŽETAK

Oštećenja nastala udarom tuče stvarna su prijetnja za integritet dijelova konstrukcije zrakoplova kao što su napadni rubovi, nos zrakoplova, i usisnici motora. Iako analiza vremenskih uvjeta smanjuje vjerojatnost udara tuče, ponekad prolaz kroz oluju postaje neizbježan i, u takvom slučaju, obvezno je da konstrukcije zrakoplova pokazuju odgovarajuću razinu tolerancije na štetu uzrokovanu udarom tuče. Stoga, kako su eksperimentalni testovi skupi i kompleksni, važno je razviti numeričke modele koji u konačnici omogućuju efikasno projektiranje komponenata otpornih na udar tuče. Sukladno tome, u ovom istraživanju, koristeći *Abaqus/Explicit* programski paket, korištena su dva numerička pristupa: SPH (eng. *Smoothed-Particle Hydrodynamics*) model i CEL (eng. *Coupled Eulerian-Lagrangian*) model. U početku istraživanja provedenih tijekom izrade ovog rada su ova dva modela validirana u odnosu na dokumentirane eksperimentalne testove te su naknadno upotrijebljeni za simulaciju udara tuče u pretkrilce zrakoplova Airbus A320. Zrakoplovne konstrukcije su u sve većim udjelima izrađene od kompozitnih materijala zbog njihovih prednosti, ponajviše veće specifične čvrstoće i krutosti u odnosu na metalne konstrukcije. Zbog toga su, odgovarajući dijelovi numeričkog modela metalne konstrukcije pretkrilca zamijenjeni kompozitnim materijalom te je napravljena usporedba oštećenja uzrokovanog udarom leda u te dvije različite konstrukcije.

Ključne riječi: Udar leda, *Smoothed-Particle Hydrodynamics*, *Coupled Eulerian-Lagrangian*, materijalni model, pretkrilce.

ABSTRACT

Damage caused by hail impact presents a real threat for the integrity of certain airplane structural elements such as: leading edges, the nose of the plane, and engine intake. Although the analysis of weather conditions reduces probability of hail impact, sometimes a transit through a storm is inevitable and, in such a scenario, it is mandatory that the airplane structure demonstrates a corresponding level of tolerance for the damage caused by hail impact. Therefore, taking into consideration the complexity and the financial costs of experimental tests, it is important to develop numerical methods which enable the design of structural components resistant to hail impact. Accordingly, two numerical models were used, in this research using the Abaqus/Explicit: SPH model and the CEL model. In the beginning, these two models were validated using experimental tests from the literature. Additionally, these models were used for the simulation of hail impact on the Airbus A320 slat. Today, composite materials are used in aircraft structures in a larger share than before due to their advantages; mainly due to their higher specific strength and stiffness compared to metallic structures. Therefore, certain parts of the numerical model of the metallic slat structure were replaced with composite materials and a comparison of the damage caused by the impact of ice in these two different constructions was made.

Key words: Hail impact, *Smoothed-Particle Hydrodynamics*, *Coupled Eulerian-Lagrangian*, material model, slat.

1. UVOD

Udar tuče pri velikim brzinama može imati razoran efekt na konstrukciju i postoji velika vjerojatnost da zrakoplovi, koji lete u nepovoljnim vremenskim uvjetima, prolaze kroz oluje s tučom. Čak i kratki periodi u tim uvjetima dovoljni su za nastanak oštećenja na konstrukciji kao što su ogrebotine, udubljenja i, u nekim slučajevima, proboj konstrukcije. Najizloženiji dijelovi u ovom događaju su napadni rubovi krilnih i repnih površina, nos, gondole motora i drugi sustavi kao što su radarske antene i svjetla za slijetanje [1]. Promatranjem oštećenja sa zrakoplova i eksperimentalnim ispitivanjima prepoznato je da opseg spomenute štete ovisi o značajkama leda (masa, udarni kut i brzina) i o konstrukciji udarnog mjesta (geometrija i svojstva materijala).

Analiza vremenskih uvjeta je omogućila izbjegavanje križanja ruta leta i područja zahvaćenog tučom. Ipak, ponekad prolaz kroz oluju postaje neizbježan. Budući da su eksperimentalni testovi skupi i komplicirane izvedbe, jednostavno je razumjeti važnost razvoja numeričkih modela za reprodukciju i analizu posljedica udara tuče. Nakon ispravne validacije s eksperimentalnim testovima, ovi modeli mogu predstavljati učinkovit i djelotvoran alat za projektiranje konstrukcija otpornih na udarna opterećenja poput udara tuče.

Cilj ovog rada je razviti numerički model leda za simulaciju udara tuče na zrakoplovnim konstrukcijama upotrebom *Abaqus/Explicit* programskog paketa. Konkretnije, u prvom dijelu rada istražene su dvije metode: SPH (eng. *Smoothed-Particle Hydrodynamics*) i CEL (eng. *Coupled Eulerian-Lagrangian*); prikazana je usporedba s rezultatima dobivenih konvencionalnom metodom Lagrangeovih konačnih elemenata iz literature [2,3]. Istraženi modeli su validirani u odnosu na rezultate eksperimentalnih istraživanja koja su dostupna u literaturi [2,3].

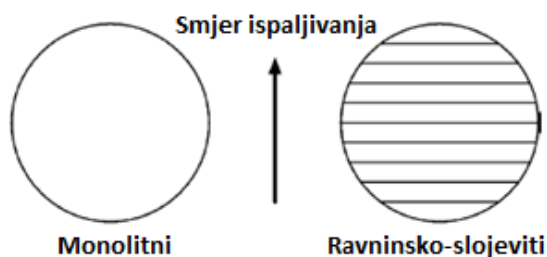
U drugom dijelu rada je validirani materijalni model korišten za simulaciju udara tuče u uvjetima koji se mogu pojaviti u letu. Za simulacije je prvo korištena metalna konstrukcija pretkrilca Airbus A320 u kojoj su primijenjena dva različita materijalna modela aluminijske oplata pretkrilca. Cilj primjene različitih materijalnih modela je bila usporedba ponašanja materijala u plastičnom području kod većih brzina deformacija. Kasnije su odgovarajući dijelovi numeričkog modela konstrukcije zamijenjeni kompozitnim materijalom. Te je prikazana usporedba nastalih udarnih oštećenja kod metalne i kompozitne varijante pretkrilca.

2. NUMERIČKI MODEL LEDA

Led je kompleksan i vrlo varijabilan materijal s obzirom na njegove materijalne specifičnosti i svojstva. Većina studija vezanih uz mehaničko ponašanje leda vezano je za polikristalni led Ih, najčešću vrstu leda u atmosferi. Ovakva vrsta leda nastaje iz vode kada atmosferska temperatura padne ispod 0° pri standardiziranom tlaku. Gustoća leda u obliku tuče je promjenjiva i ovisi o brojnim čimbenicima kao što su vremenski uvjeti u kojem je stvoren. Obično led posjeduje gustoću od oko 900 kg/m^3 , a ta se vrijednost nešto povećava s padom temperature. Tuča obično ima manju gustoću u usporedbi s ledom, a zabilježena vrijednost može varirati od mjesta do mjesta i od oluje do oluje [4]. Prirodni led koji se stvara u atmosferi, osobito tuča, je nepravilnih veličina i oblika. Zbog toga se za eksperimentalne testove koristi laboratorijski proizveden led koji nazivamo SHI (eng. *Simulated Hail Ice*) [4].

2.1. *Simulated Hail Ice*

Tuča se prirodno formira u sferičnim slojevima, te je ovo prirodno stvaranje vrlo teško reproducirati u kontroliranom laboratorijskom okruženju. Monolitni oblik leda nastaje punjenjem kalupa de-ioniziranom vodom nakon samo jednog zamrzavanja. Ovakav oblik stvaranja SHI omogućuje brzu i jednostavnu produkciju. No, u svojim eksperimentalnim testovima Kim [2] koristi i ravninski-slojevite SHI radi bolje podudarnosti s tučom koju nalazimo u atmosferi. Takvi ravninsko-slojeviti SHI se izrađuju u više faza dodavanja i zamrzavanja de-ionizirane vode. Na slici 1. je prikazan presjek monolitnog i ravninsko-slojevitog SHI s označenim smjerom ispaljivanja koji se podudara s normalom na ravnine slojevitog SHI.



Slika 1 Monolitni i ravninsko-slojeviti SHI [2]

Ravninsko-slojeviti led je korišten u eksperimentalnim testovima koje je provodio Kim [2] jer njegovi slojevi dodatno povećavaju žilavosti SHI približavajući svojstva monolitnog leda

svojstvima onog kakvog pronalazimo u atmosferi. Gustoća SHI se kreće u rasponu od 870 do 930 kg/m³, što se podudara s mjerenjima stvarnih uzoraka tuče kojima se gustoća kreće od 870 do 915 kg/m³ [5].

2.2. Mehanička svojstva leda

Numerički model leda koji je korišten u ovom radu je izrađen prema istraživanju [3], te ima elasto-plastično ponašanje s kriterijem popuštanja definiranim vlačnim naprežanjem, a granica razvlačenja je ovisna o brzini deformacije. Zbog toga granica razvlačenja nije konstantna za cijeli volumen SHI već varira kroz volumen SHI ovisno o lokalnim brzinama deformacija individualnih elemenata.

2.2.1. Elastična i masena svojstva

Vrijednosti modula elastičnosti i Poisson-ovog koeficijenta prikazanih u tablici 1 su preuzete iz [6] i te vrijednosti se baziraju na istraživanju F. Petrenka i W. Whitworth [4] koji su odredili vrijednosti polikristalnog leda pri -16 °C.

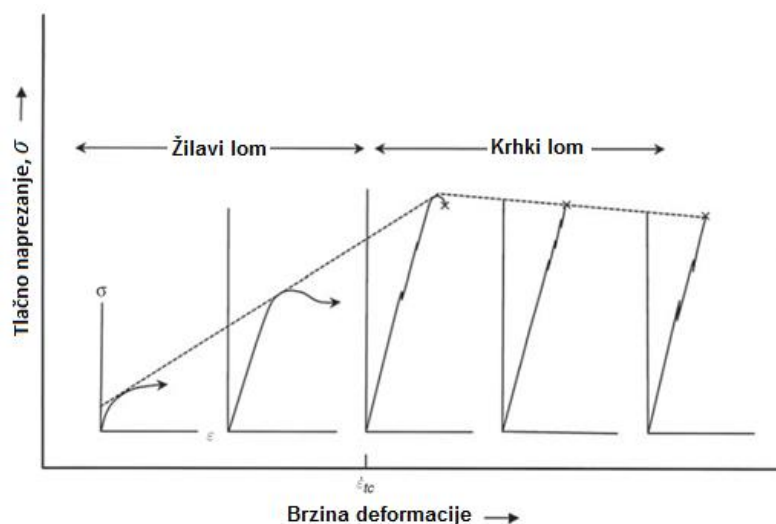
Tablica 1 Mehanička svojstva leda [6]

Modul elastičnosti E [GPa]	9.38
Poissonov koeficijent ν [-]	0.33

Purdue University i UCSD su za potrebe eksperimentalnih testova izrađivali SHI čija je gustoća varirala 870 do 925 kg/m³ [3]. Radi što boljeg usklađivanja kinetičke energije, u simulacijama koje su uspoređivane s eksperimentima Purdue University i UCSD-a [3] zadana je gustoća od 900 kg/m³ za materijal leda. U simulacijama koje su uspoređivane s eksperimentima od strane H.Kim [2] zadana je gustoća 846 kg/m³.

2.2.2. Granica razvlačenja

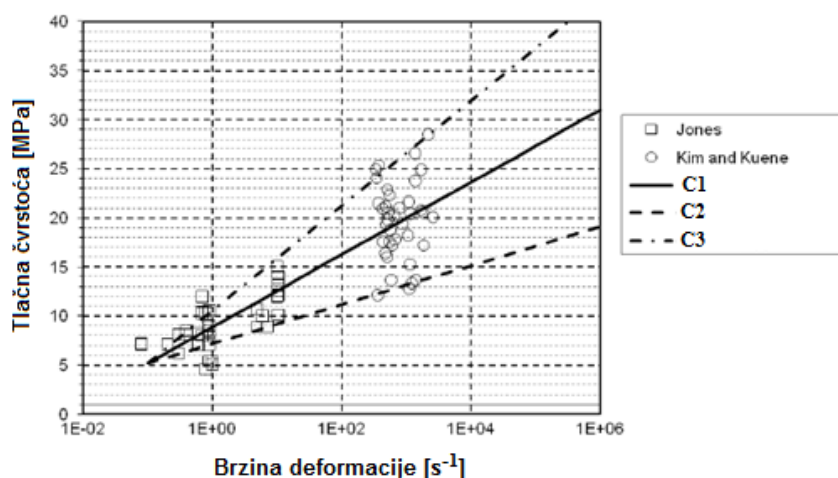
Krhki lom je dominantan način popuštanja leda u vlačnom i tlačnom opterećenju. Prilikom vlačnog naprežanja popuštanje će najviše ovisiti o veličini kristala leda, dok će kod tlačnog opterećenja ovisiti o temperaturi i brzini deformacije. Kod udarnih opterećenja tlačna naprežanja su dominantna u ledu i na slici 2. je prikazana ovisnost načina popuštanja o brzini deformacije [8]. Prilikom malih brzina deformacije u tlačnom naprežanju u ledu dolazi do žilavog loma, dok kod većih brzina deformacije ($\dot{\epsilon}_{tc} = 10^{-4} \text{ s}^{-1} \sim 10^{-3} \text{ s}^{-1}$) led poprima ponašanje krhkog loma (slika 2) [8].



Slika 2 Ponašanje leda u tlačnom naprezanju [8]

Prilikom brzina udara većih od 30 m/s, brzina deformacije leda će biti oko 10^{-1} s^{-1} [7], a udari tuče u zrakoplovne konstrukcije se odvijaju pri puno većim brzinama. Prema [8], prilikom tlačnog naprezanja, granica razvlačenja će biti ovisna o temperaturi, veličini kristala i brzini deformacije leda. Konkretnije, smanjivat će se s povećanjem temperature, a povećavati s većim brzinama deformacije i veličinom kristala.

U numeričkim modelima koje koristi H. Kim [2,13], granica razvlačenja je varirala od 17 do 55 MPa ovisno o veličini i brzini SHI. Implementacijom granice razvlačenja ovisne o brzini deformacije, njezina vrijednost će se mijenjati kroz cijeli volumen SHI ovisno o lokalnoj brzini deformacije promatranog elementa, te neće biti konstantna za cijeli volumen SHI. U ovome radu model je definiran prema [3], gdje autor koristi ovisnost tlačne čvrstoće o brzini deformacije za definiciju granice razvlačenja. Na slici 3. su prikazani rezultati ispitivanja tlačne čvrstoće pri većim brzinama deformacije, tj. u području udara tuče.



Slika 3 Promjena tlačne čvrstoće s brzinom deformacije [3]

Zbog rasipanja rezultata su na slici 3. provučena tri pravca; C2 - donja granica rasipanja rezultata, C3 - gornja granica rasipanja rezultata, i C1 - srednja vrijednost rezultata. Sva tri pravca imaju isto ishodište u vrijednosti tlačne čvrstoće od 5.2 MPa pri brzini deformacije 10^{-1} s^{-1} . Ti pravci definiraju promjenu granice razvlačenja skalirajući njezinu početnu vrijednost, 5.2 MPa, ovisno o brzini deformacije. Nakon provedenih analiza (poglavlje 3.4.) za materijalni model leda je odabran pravac C1. U tablici 2. su prikazani faktori skaliranja s kojima se početna vrijednost tlačne čvrstoće množi ovisno o brzini deformacije, dobivajući tako pravac C1.

Tablica 2 Pravac C1 [3]

Faktor skaliranja	Brzina deformacije [s^{-1}]
1	0
1.01	0.1
1.495577759	0.5
1.709011483	1
2.204589242	5
2.418022966	10
2.913600725	50
3.127034449	100
3.622612208	500
3.836045932	1000
4.331623691	5000
4.545057415	10000
5.040635174	50000
5.254068897	100000
5.749646657	500000
5.96308038	1000000

2.2.3. Kriterij popuštanja

Prema [3], popuštanje materijala leda je definirano preko kriterija vlačnog naprezanja. Prema tom kriteriju, popuštanje će se dogoditi kada se dosegne definirana vrijednost kritičnog hidrostatskog vlačnog naprezanja. Prema istraživanju [3], korištena je vrijednost kritičnog hidrostatskog naprezanja u iznosu od 517 kPa.

Za ponašanje leda nakon popuštanja Abaqus nudi dvije opcije: brisanje elemenata ili raspadanje elemenata (eng. *Spall model*). Opcijom brisanja elemenata prilikom dosizanja kritičnog hidrostatskog naprezanja, vrijednosti svih komponenti tenzora naprezanja Abaqus pretvara u nulu [9]. Brisanje elemenata može unijeti velike nestabilnosti u rezultatima simulacija, pa je korištena opcija raspadanja elemenata [3]. Zajedno s tom opcijom je zadano

da devijatorska komponenta tenzora naprezanja q_{ij} poprimi nultu vrijednost kada je kriterij zadovoljen, a hidrostatska zadrži zadanu kritičnu vrijednost. U tom slučaju materijal elemenata koji su popustili se ponaša kao tekućina. Takav materijal koji sadrži samo hidrostatsku komponentu tenzora naprezanja se u literaturi naziva EOS (eng. *Equation of State*) i koristi se u numeričkim simulacijama udara ptice za opis materijala ptice.

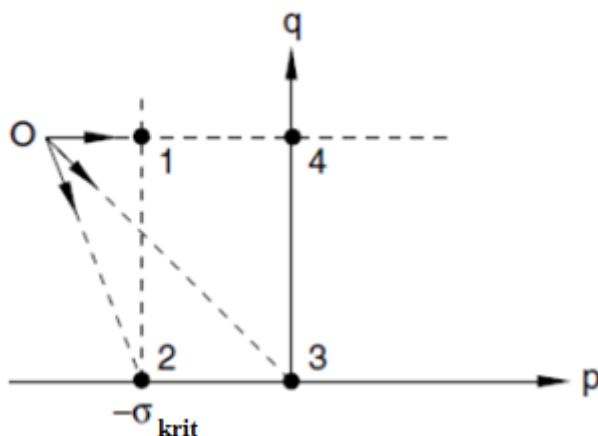
Hidrostatska komponenta tenzora naprezanja predstavlja srednje normalno naprezanje tj, srednju vrijednost glavnih naprezanja:

$$p = \sigma_{sred} = \frac{\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}}{3}, \quad (1)$$

a devijatorska komponenta je rezultat oduzimanja hidrostatske komponente od tenzora naprezanja:

$$q_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma_{sred}\delta_{ij}. \quad (2)$$

Na slici 4. se nalazi ilustracija što se događa s tenzorom naprezanja kada dolazi do popuštanja materijala. Stanje naprezanja prije popuštanja je prikazano točkom 'O'. Dostizanjem vrijednosti kritičnog hidrostatskog naprezanja tijekom simulacije, odabire se novo stanje naprezanja ovisno o odabranim opcijama. U ovom modelu novo stanje naprezanja je prikazano točkom 2 gdje elementi više ne posjeduju devijatorska naprezanja već samo hidrostatska. Slučaj brisanja elemenata bi na slici 4. predstavlja točka 3.



Slika 4 Prikaz promjene devijatorske (q) i hidrostatske (p) komponente ovisno o stanju naprezanja [9]

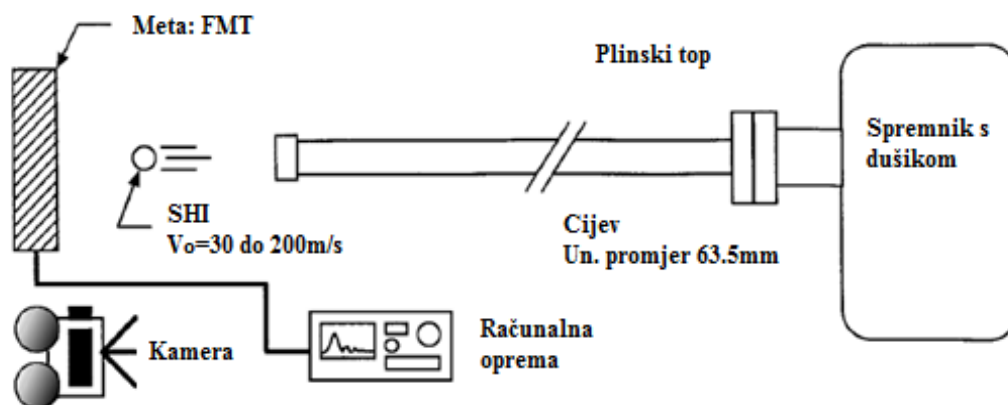
3. NUMERIČKE SIMULACIJE – VALIDACIJA MATERIJALNOG MODELA

3.1. Eksperimentalni testovi

Validacija modela je rađena prema rezultatima eksperimentalnih testova izrađenih od strane H.Kim [2], te Purdue University i UCSD-a [3]. Eksperimentalni postav koji koristi plinski top je prikazan na slici 5. Na jednoj strani topa se nalazi spremnik s komprimiranim dušikom koji služi za ispaljivanje SHI prema sustavu za mjerenje kontaktne sile (eng. FMT – *Force Measurement Transducer*). Brzine ispaljivanja su se kretale od 30 do 200 m/s. Kako bi se SHI zaštitio od oštećivanja prilikom putovanja kroz cijev topa, SHI je stavljen u vodilicu izrađenu od polimerne pjene niske gustoće. Na izlazu iz cijevi postavljen je graničnik koji zaustavlja vodilicu kako bi SHI sam nastavio put prema meti. S obzirom na to da mehanička svojstva leda jako ovise o temperaturi [6,8], SHI je ispaljivan u svakom testu pri temperaturi od $-17 \pm 1^\circ\text{C}$.

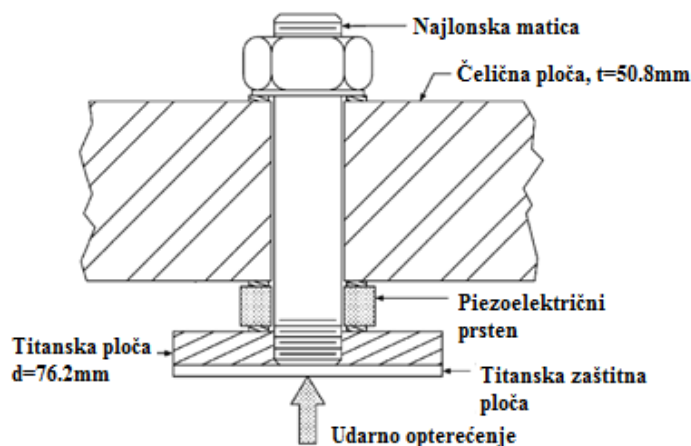
Osim mjerenja kontaktne sile, korištena je i kamera s mogućnošću snimanja visokog broja sličica u sekundi (11,000 fps; eng. *fps-frame per second*) za promatranje ponašanja leda prilikom udara.

Eksperimentalni testovi su u [2] rađeni s ciljem validacije numeričkog modela, ali i za usporedbu monolitnog i ravninsko-slojevitog SHI. Kako navodi H.Kim u svojim istraživanjima, nije zabilježena značajnija razlika u rezultatima pri upotrebi te dvije vrste SHI [14].



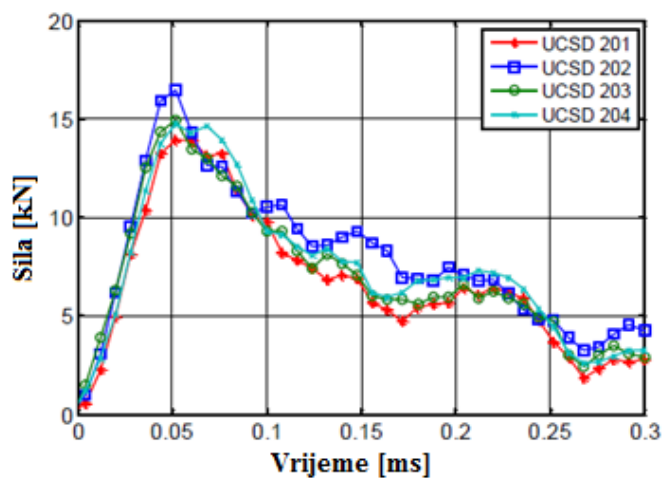
Slika 5 Eksperimentalni postav [2]

FMT se sastoji od piezoelektričnog prstena smještenog između titanske i čelične ploče te služi za mjerenje promjene kontaktne sile između titanske ploče i SHI tijekom udara. Na slici 6. je prikazan sustav FMT-a. Prilikom udara dolazi do deformacije piezoelektrika što uzrokuje promjenu električnog naboja na njegovim površinama. Ta promjena naboja se mjeri i u računalnom sustavu pretvara u prikaz promjene kontaktne sile. U numeričkim simulacijama Kim [2] pretpostavlja da led udara u krutu ploču, te je i u ovom radu korištena ta pretpostavka.



Slika 6 Sustav FMT-a [2]

Radi provjere pouzdanosti i ponovljivosti sustava izvršeno je više ponavljanja istog eksperimenta [3]. Točnije, četiri puta je SHI promjera 50.8 mm ispaljivan brzinom 60.0 m/s i rezultati su prikazani na slici 7. Dijagram promjene kontaktne sile s vremenom pokazuje da su eksperimenti dosljedni u smislu iznosa maksimalne sile i impulsa (mjereno za vremenski razmak od 1 ms) što je prikazano u tablici 3.



Slika 7 Ponovljivost eksperimentalnog testa – SHI promjera 50.8mm i brzine od 59.3 m/s do 62.6 m/s [3]

Tablica 3 Rezultati ponovljenih eksperimenata [3]

Test	Promjer (mm)	Brzina ispaljivanja (m/s)	Kinetička energija (J)	Maksimalna sila (kN)	Impuls (Ns) ($t = 1\text{ms}$)
UCSD 201	50.8	59.3	111	14.5	2.95
UCSD 202	50.8	62.6	124	16.7	3.40
UCSD 203	50.8	61.2	118	15.0	3.12
UCSD 204	50.8	61.2	119	15.1	3.03

Osim eksperimentalnih testova, oba izvora daju i usporedbe rezultata s numeričkim analizama dobivenih primjenom Lagrangeovih konačnih elemenata za modeliranje leda [2, 3]. U tablici 4. se nalazi popis svih korištenih eksperimentalnih testova za validaciju materijalnog modela u ovom radu. Eksperimentalni testovi od H.Kim [2] s kojima je rađena usporedba, su upotrebljavali ravninsko-slojevit SHI, dok su za testovi od UCSD i Purdue [3] upotrebljavali monolitne SHI.

Tablica 4 Popis simulacija za validaciju materijalnog modela [2, 3]

Oznaka simulacije	Eksperimentalni test	Promjer (mm)	Brzina (m/s)
Test 1	H.Kim [2]	25.4	139.0
Test 2	UCSD [3]	38.1	69.2
Test 3			142.0
Test 4	H. Kim [2]	42.7	73.5
Test 5			126.0
Test 6	UCSD [3]	50.8	81.0
Test 7			144.0
Test 8	Purdue [3]	61.0	61.7
Test 9			189.2

3.2. SPH metoda

Analize eksplozija ili udara pri velikim brzinama teško je modelirati pomoću standardne metode konačnih elemenata (MKE). Kod ovakvih simulacija problem je pretjerano velika distorzija mreže MKE koja rezultira nefizikalnim deformacijama udarača (npr. led), a u ekstremnim slučajevima može dovesti i do prekida simulacije. Zato ona nije pogodna za simulaciju čvrstih tijela u uvjetima poput udara pri velikim brzinama i fragmentacija te zahtjeva posebnu pozornost i modifikacije za modeliranje problema koji uključuju jake nelinearnosti i diskontinuitete.

Jedno od rješenja se nalazi u primjeni bezmrežnih metoda za diskretizaciju prostora te je u ovom radu korištena metoda hidrodinamike izgladenih čestica (eng. *Smoothed particle hydrodynamics* - SPH). Metoda je originalno razvijena za izračunavanja u astrofizici i kasnije unaprijeđena za primjenu u širem opsegu. SPH metoda koristi Lagrangeov opis strujanja fluida, gdje se kontinuum aproksimira konačnim brojem proizvoljno smještenih čestica koje nose određena fizikalna svojstva kao što su gustoća, brzina, itd. Budući da ova metoda ne zahtjeva prethodno definiranu povezanost između tih čestica, ona je bezmrežna (eng. *meshless*). Iako se smatra da će bezmrežne metode zamijeniti, klasične numeričke metode koje zahtijevaju neku vrstu mreže, one su još uvijek u razvojnoj fazi [10].

Budući da SPH metoda koristi Lagrangeov pristup prostoru, fluid je predstavljen nizom čestica gdje svaka čestica j ima informaciju o svojoj poziciji r_j , brzini v_j , masi m_j i gustoći ρ_j . Pretpostavlja se da čestice tijela mijenjaju svoja svojstva pod utjecajem drugih čestica unutar nekog radijusa h . Utjecaj okolnih čestica na pojedino svojstvo Φ se 'izgladuje' pomoću jezgrenih funkcija (eng. *Kernel function*). Svojstva koja se mijenjaju na taj način se odabiru iz jednadžbi fluida pa je tako i ova metoda dobila svoje ime. Vrijednosti neke veličine na danoj poziciji dobije se interpolacijom vrijednosti Φ_j susjednih čestica koristeći interpolacijsku sumu [11]

$$\Phi(r) = \sum_j m_j \frac{\Phi_j}{\rho_j} W(r - r_j, h). \quad (3)$$

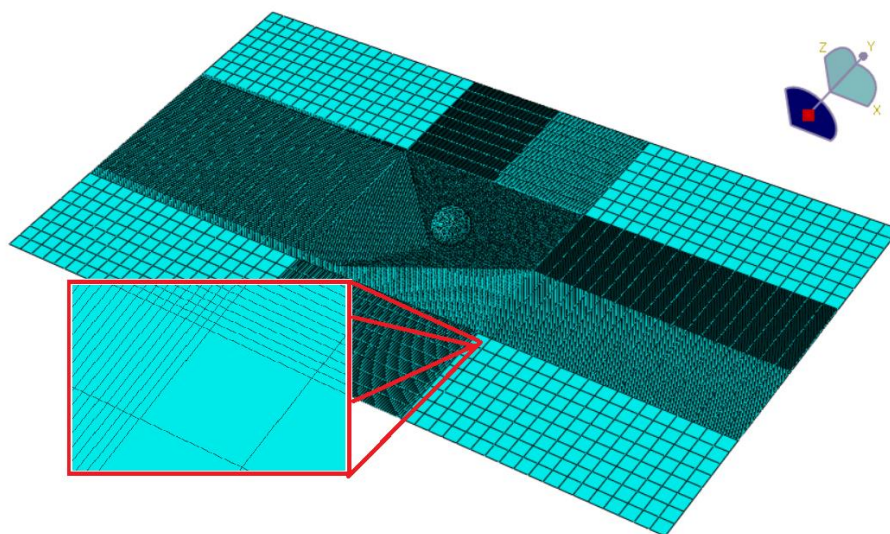
Funkcija se računa za čestice koje su unutar radijusa h od promatrane čestice na poziciji r . Član $W(r - r_j, h)$ predstavlja jezgrenu funkciju, a h je duljina izgladivanja (eng. *smoothing length*), to jest vrijednost koja definira domenu utjecaja jezgrene funkcije. Pogodnost ovakvog računanja svojstva je jednostavno računanje raznih derivacija svojstva. Potrebno je samo

derivirati jezgru. Tretirajući čvrsta tijela kao cjelinu sastavljenu od većeg broja pojedinih čestica i praćenjem gibanja svih tih čestica pomoću gore navedene jednadžbe, lom konstrukcije i fragmentacije mogu se lako analizirati [11].

3.2.1. Model za validaciju materijalnog modela leda – SPH metoda

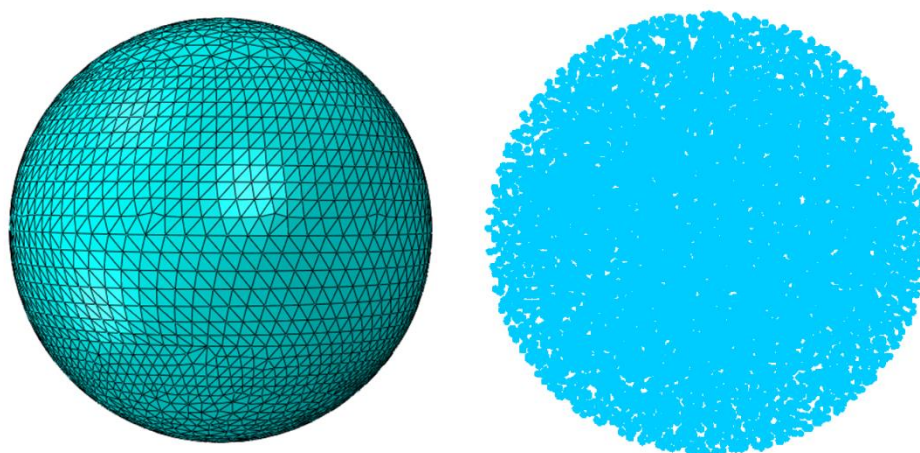
SPH metoda je implementirana preko PC3D elemenata u Abaqus-u. To su jednočvorni elementi, čestice, koje koriste postojeće funkcionalnosti Abaqusa za definiranje karakteristika elemenata poput materijala, početnih uvjeta, opterećenja itd. Pored standardne SPH analize u Abaqusu, on nudi i alternativnu mogućnost, pretvorbu konačnih elemenata (C3D8R, C3D6 i C3D4) u PC3D elemente u bilo kojem trenutku simulacije. Prema standardnim postavkama jedan PC3D element je stvoren od jednog početnog konačnog elementa, no taj se broj može proizvoljno povećati [9].

Simulirajući eksperimentalne testove izrađeni su numerički modeli krute ploče u koju udara SHI različitih brzina i promjera kako je prikazano u tablici 4. Model SHI je izrađen pomoću Lagrangeove mreže konačnih elemenata, točnije korišteni su C3D4, četvero-čvorni trodimenzionalni tetrahedralni elementi radi što boljeg definiranja sferičnog oblika SHI. U opcijama koje nudi Abaqus, zadano je da se od jednog C3D4 elementa na samom početku simulacije generira jedan PC3D element. Ploča u koju udara SHI u eksperimentima je modelirana kao ravna i kruta s onemogućenim pomacima u svim smjerovima. Kontakt između SHI i ploče je definiran tako da uključuje interakciju između svih površina SHI i ploče uz zanemareno trenje. Na slici 8. je prikazana diskretizacija SHI promjera 25.4 mm i krute ploče dimenzija 0.5 m x 0.28 m.



Slika 8 Prikaz mreže krute ploče i SHI 25.4 mm

Točnosti rezultata promjene kontaktne sile jako ovisi o gustoći mreže konačnih elemenata krute ploče i udarača. Zbog toga je dio krute ploče u koji udara SHI definiran gušćom mrežom od ostatka ploče što je vidljivo na slici 8. Također, kako je prikazano na slici 9., gustoća mreže SHI nije jednolika, nego dio koji prvi dolazi u kontakt s pločom ima gušću mrežu od ostatka volumena SHI. S lijeve strane je prikazan SHI diskretiziran sa C3D4 elementima, dok se s desne strane nalazi prikaz mreže sa PC3D elementima.



Slika 9 Prikaz mreže SHI promjera 25.4 mm. Lijevo: mreža C3D4 elemenata. Desno: mreža PC3D elemenata

Tablica 5. prikazuje ukupan broj C3D4 konačnih elemenata krute ploče i PC3D elemenata svih korištenih SHI u simulacijama za validaciju materijalnog modela korištenjem SPH metode.

Tablica 5 Broj konačnih elemenata u simulacijama

	Broj konačnih elemenata
Kruta ploča	35026
SHI 25.4 mm	86052
SHI 38.1 mm	131838
SHI 42.7 mm	182663
SHI 50.8 mm	283443
SHI 60.1 mm	448753

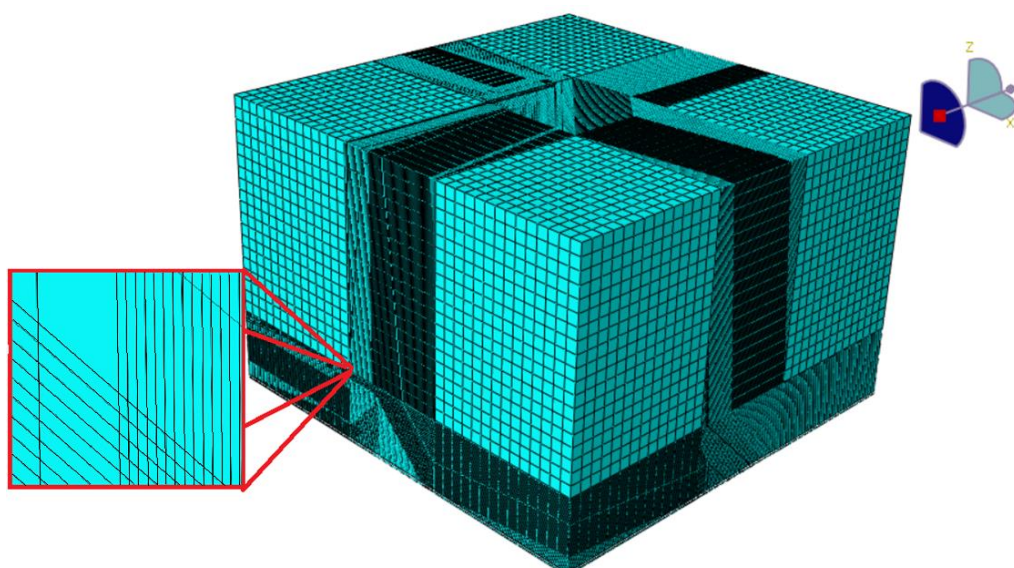
3.3. CEL metoda

Osim SPH metode, za rješenje nedostataka konvencionalne metode konačnih elemenata u slučajevima velikih deformacija, nameće se i spregnuta Euler–Lagrange analiza (eng. *Coupled Euler-Lagrangian* – CEL). Mreža konačnih elemenata kod CEL analize uobičajeno poprima izgled stacionarnog volumena unutar koje se Euler-ov materijal giba i udara u konstrukciju modeliranu konvencionalnim konačnim elementima. U Abaqus-u su dostupni EC3D8R elementi za modeliranje Euler-ovog prostora, koji može biti u potpunosti ili djelomično ispunjen, u ovom slučaju, materijalom leda dok je ostatak prostora ispunjen praznim (eng. *void*) materijalom. Tijekom gibanja materijala kroz Euler-ov prostor, njegovo praćenje se odvija putem Euler-ovog volumnog udjela materijala (eng. *Eulerian Volume Fractions* - EVF) koji označuje omjer koliko je svaki Euler-ov element ispunjen materijalom leda. Ako je omjer volumena jednak jedinici, element je u potpunosti ispunjen materijalom, u suprotnom ako je element prazan omjer volumena je jednak nuli [12].

3.3.1. Model za validaciju materijalnog modela leda – CEL metoda

Za validaciju materijalnog modela leda CEL metodom korišten je isti model krute ploče kao i kod SPH metode. U Abaqus-u se preko *Volume Fraction Tool* opcije izrađuje inicijalni omjer volumena popunjavanjem Euler-ovog prostora materijalom leda. Također, ova opcija stvara set čvorova u volumenu ispunjenim materijalom leda, omogućavajući zadavanje početnih uvjeta materijalu leda, poput početne brzine. Dimenzije Euler-ovog prostora moraju biti dovoljno velike kako tijekom simulacije ne bi došlo do izlaska materijala leda izvan granica prostora. Gubitak materijala vodi ka gubitku ukupne kinetičke energije sustava što može dovesti do numeričkih poteškoća i na kraju ka nepouzdanom rezultatu.

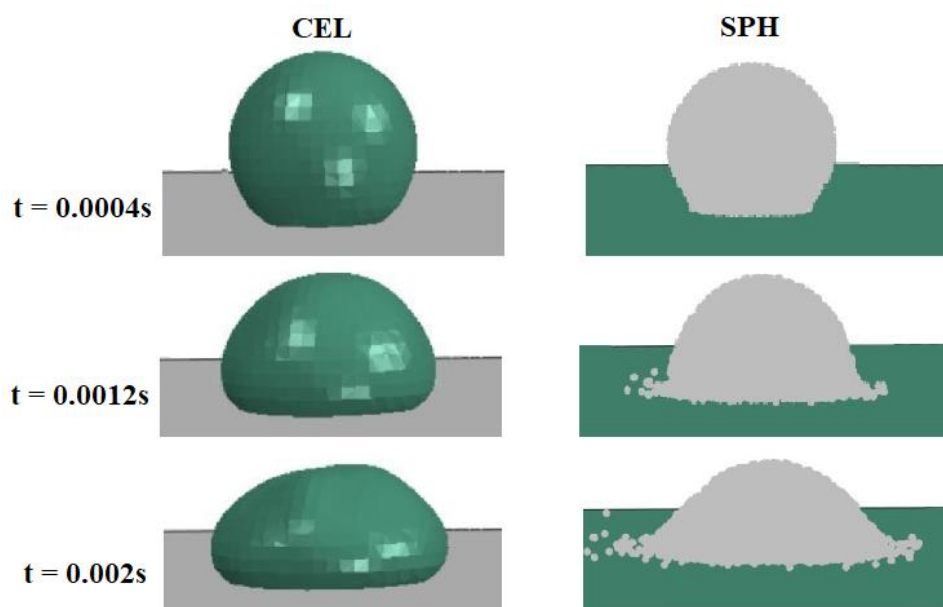
U svim simulacijama za validaciju materijalnog modela Euler-ov prostor je bio istih dimenzija 0.3 m x 0.3 m x 0.2 m, te je sadržavao 1,026,675 EC3D8R elemenata. Mreža elemenata je gušća u području gdje se odvijao tok materijala leda radi boljeg opisivanja geometrije SHI (slika 10.). Također, radi izbjegavanja numeričkih problema i što boljeg opisivanja kontakta između Euler-ovog prostora i krute ploče, potrebno je da mreža Euler-ovog prostora bude gušća od mreže krute ploče.



Slika 10 Mreža Euler-ovog prostora za validaciju CEL modela leda

3.4. Rezultati simulacija za validaciju materijalnog modela

Deformiranje leda pri udaru u krutu ploču je prikazano na slici 11. Uspoređujući prikaze sa slike 11. s fotografijama na slici 12. iz eksperimentalnog testa [2], vidljivo je da se SPH model fizikalno realnije deformira, ali to je u osnovi problem vizualizacije udarača CEL modela preko EVF.



Slika 11 Validacija numeričkog modela leda: Prikaz deformiranja leda pri udaru u krutu ploču

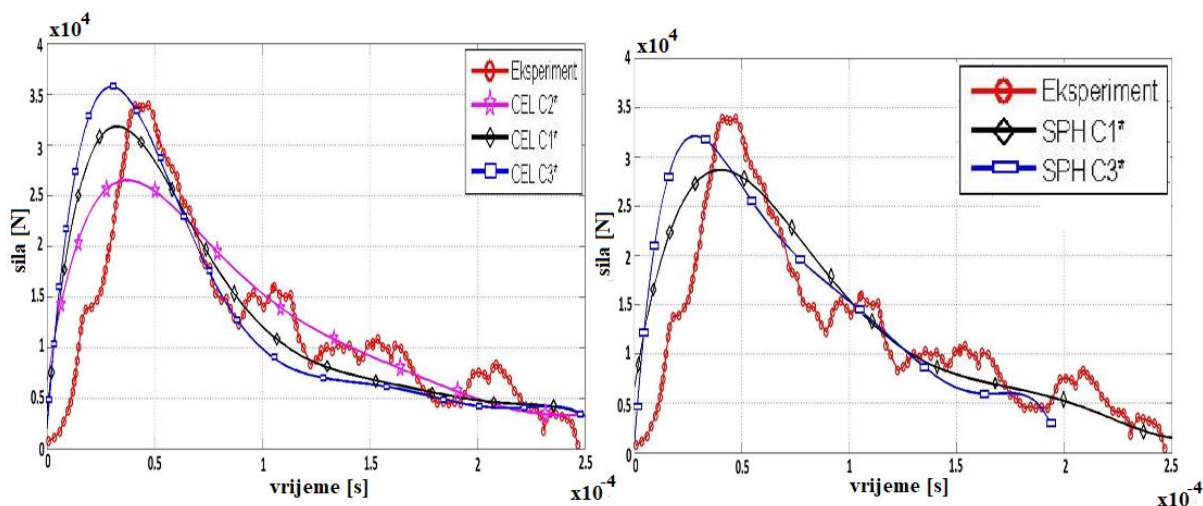


Slika 12 Prikaz deformiranja leda iz eksperimentalnog testa [2]

Za validaciju materijalnog modela uspoređivali su se rezultati promjene kontaktne sile iz eksperimentalnih testova i rezultati simulacija dobivenih pomoću SPH i CEL analize. Osim validacije s eksperimentalnim testovima, na dijagramima je prikazana i usporedba s konvencionalnom Lagrangeovom mrežom čije simulacije su proveli Kim H. (Dyna3d) [2] i Tippmann (Abaqus/Explicit) [3].

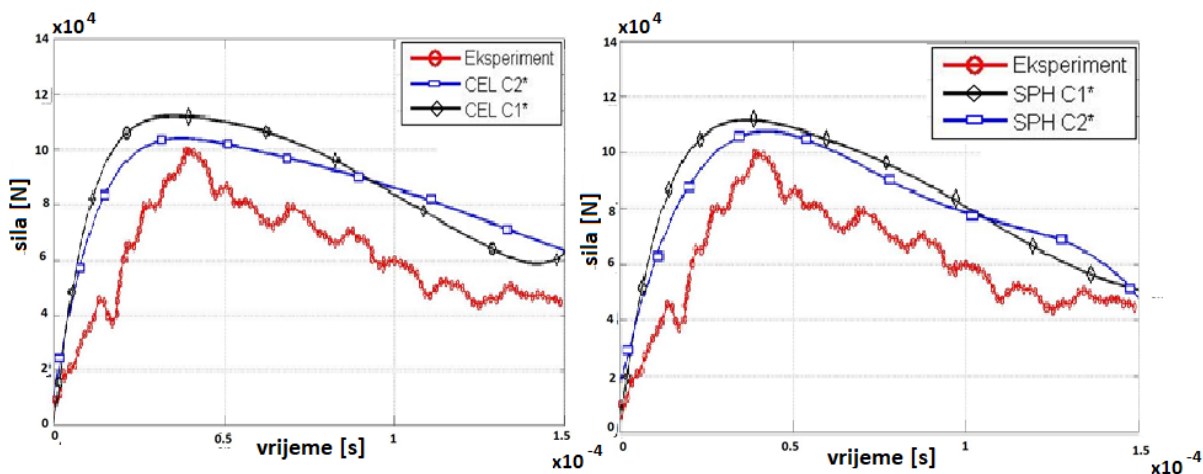
Za materijalni model je potrebno odabrati jedan od tri pravca koji označuju promjenu granice razvlačenja s brzinom deformacije kako je prikazano na slici 3. U tu svrhu napravljene su usporedbe rezultata s korištenim različitim pravcima koristeći CEL i SPH metodu. Razmatrane simulacije su bile TEST 3 (SHI:38.1 mm – brzina:142.0 m/s) i TEST 9 (SHI: 61.0 mm – brzina: 189.2 m/s) prema tablici 4. Radi preglednijeg prikaza i lakše usporedbe rezultata, pojedini rezultati su interpolirani. Simulacije čiji su rezultati interpolirani u legendama dijagrama sadržavaju oznaku '*'.

Na slikama 13. i 14. su prikazani rezultati gdje se promatrao utjecaj pravca promjene granice razvlačenja na kontaktnu silu. Cilj istraživanja je bio odabir pravca promjene granice razvlačenja za korištenje u svim sljedećim simulacijama. Za oba testa je korištena CEL (lijevo na slikama) i SPH (desno na slikama) metoda. U slučaju TEST 3 gornji pravac C3 daje bolje rezultate što se tiče maksimalne sile udara kod SPH metode, dok kod CEL metode C1 i C3 pravac daju podjednako odstupanje od maksimalne vrijednosti. Kod SPH analize u slučaju TEST 3 nije prikazan pravac C2 jer je iz usporedbe rezultata C1 i C3 pravca očito da će on imati najlošiji rezultat, tj. najmanju maksimalnu silu. Kod numeričkih rezultata se maksimalna kontaktna sila ostvaruje prije eksperimentalnih rezultata koji u početnim trenucima bilježe sporiji rast promjene sile, ali nakon tog početnog perioda pravci porasta sile numeričkih rezultata postaju paralelni s eksperimentalnim vrijednostima.



Slika 13 Utjecaj pravca promjene granice razvlačenja na kontaktnu silu – TEST 3

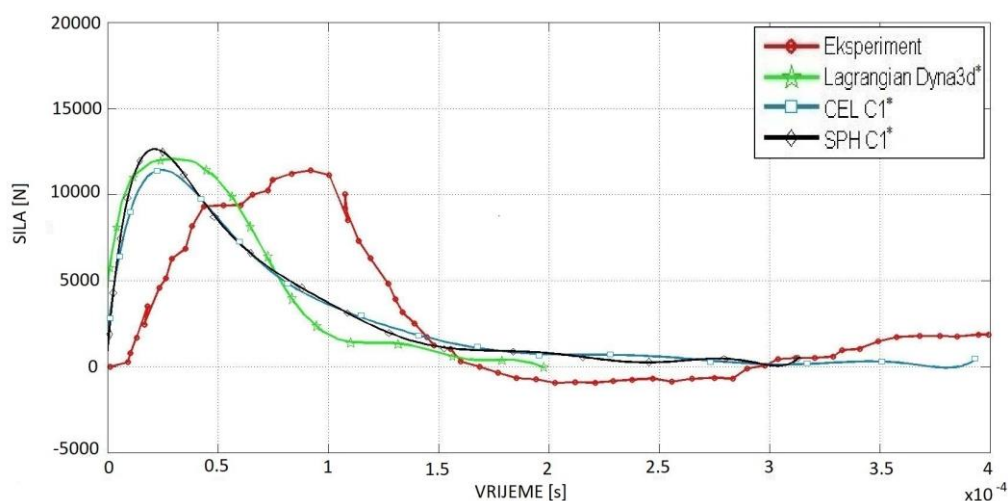
U slučaju TEST 9, donji pravac C2 za obje metode daje nešto bolje rezultate uspoređujući maksimalnu silu udara. U ovim analizama nije prikazan pravac C3 jer se može zaključiti da će on imati najlošiji rezultat, u ovom slučaju veću maksimalnu silu od pravaca C1.



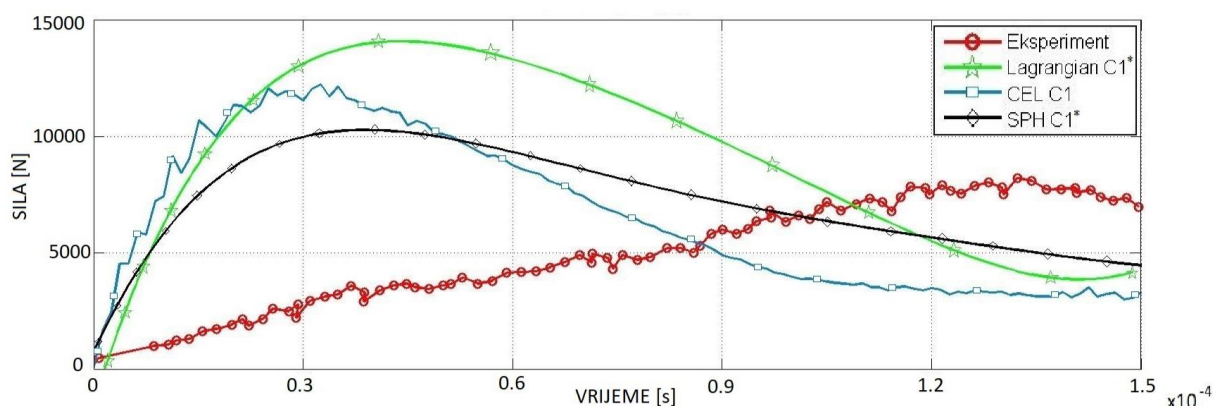
Slika 14 Utjecaj pravca promjene granice razvlačenja na kontaktnu silu – TEST 9

Odabir pravca promjene granice razvlačenja može značajno utjecati na dobivene rezultate. Iako je C2 pravac najbolji odabir kod TEST 9, on u slučaju TEST 3 (slika 13.) daje najgori rezultat uz veliko odstupanje maksimalne sile, dok će obrnuto vrijediti za pravac C3. Iz tog razloga je u svim daljnjim simulacijama korištena promjena granice razvlačenja s brzinom deformacije definirana pravcem C1 (tablica 2.) koji daje najveću konzistentnost u dobivenim rezultatima, tj. najmanja odstupanja od eksperimentalnih rezultata možemo očekivati upotrebom pravca C1.

Nakon odabira pravca promjene granice razvlačenja napravljene su simulacije u cilju validacije materijalnog modela leda. Prema eksperimentalnim testovima u tablici 4. napravljene su simulacije s istim promjerima SHI i istim brzinama ispaljivanja, te su se na kraju uspoređivale dobivene promjene kontaktne sile s rezultatima eksperimentalnih testova. Usporedbe promjene kontaktne sile su prikazane na sljedećim slikama (slika 15. – 23.).

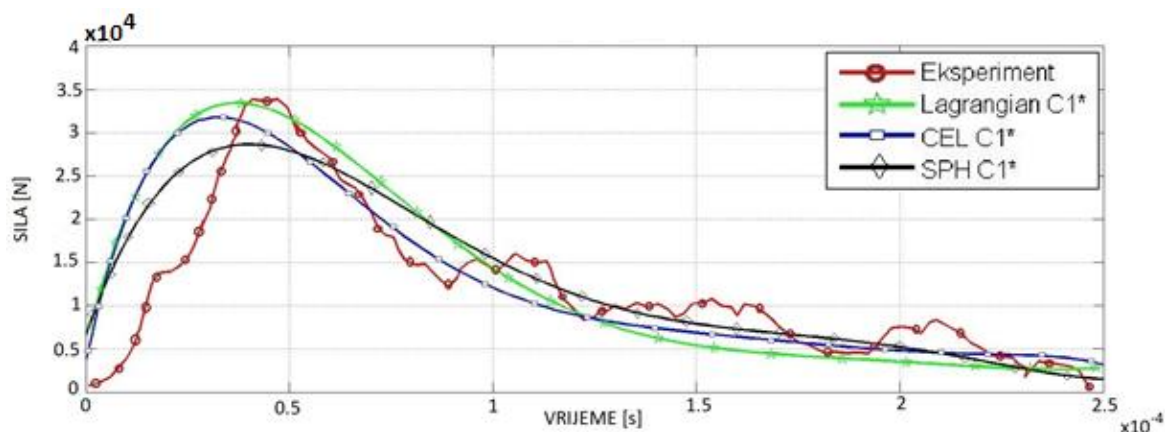


Slika 15 Validacija numeričkog modela: Test 1 - SHI: 25.4 mm – brzina: 139.0 m/s

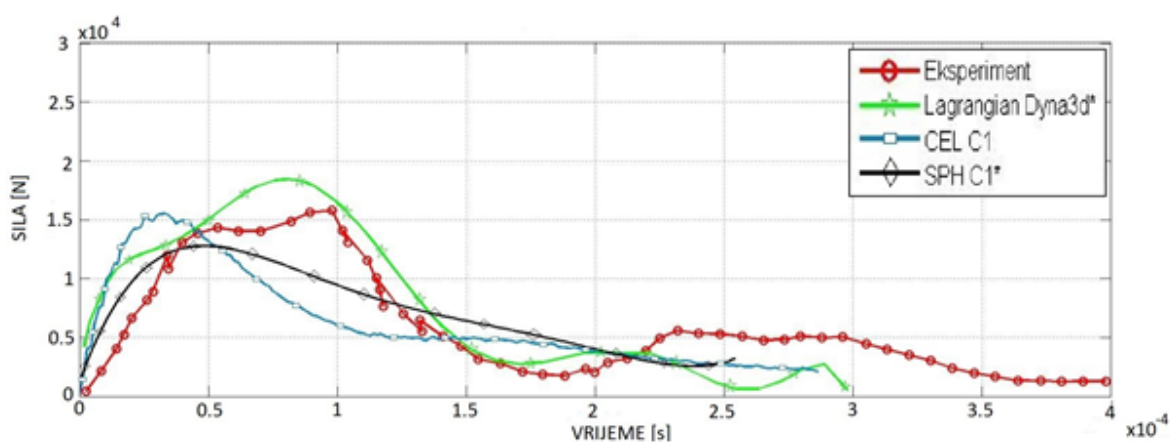


Slika 16 Validacija numeričkog modela: Test 2 - SHI: 38.1 mm – brzina: 69.2 m/s

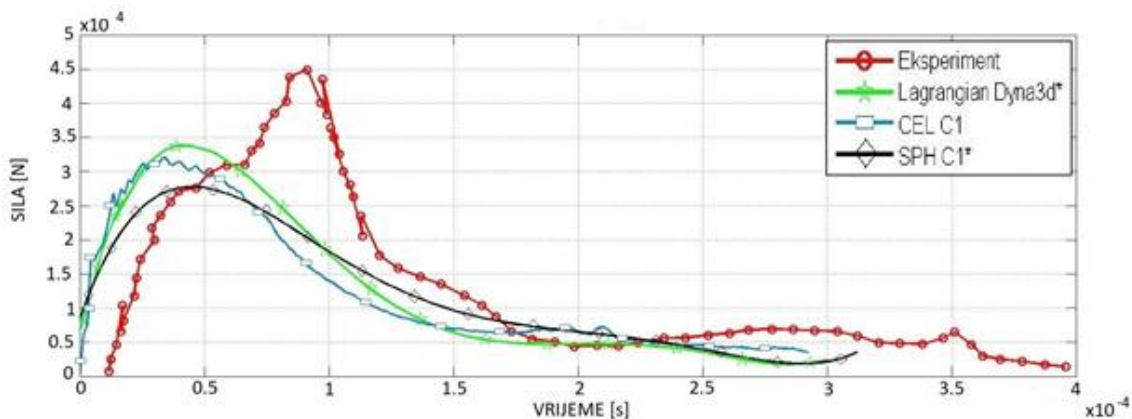
Na slici 15. vidimo da u slučaju TEST 1 CEL i SPH metoda daju dobru podudarnost maksimalne sile s eksperimentom, ali kao i kod Lagrangian mreže [2] maksimalna sila se postiže ranije u usporedbi s eksperimentalnim rezultatima. Rezultati eksperimentalnog testa iz slučaja TEST 2 napravljenog od strane UCSD [3] jako odstupaju od ostalih rezultata eksperimentalnih testova (slika 16.). Promjena kontaktne sile ne poprima uobičajeni oblik koji možemo vidjeti kod drugih eksperimenata i u literaturi nije naveden razlog takvog rezultata. Promjena kontaktne sile kod sve tri numeričke metode se ne poklapa s rezultatima iz slučaja TEST 2, ali za razliku od Lagrangian mreže, CEL i SPH imaju bolju podudarnost s maksimalnom silom.



Slika 17 Validacija numeričkog modela: Test 3 - SHI: 38.1 mm – brzina: 142.0 m/s

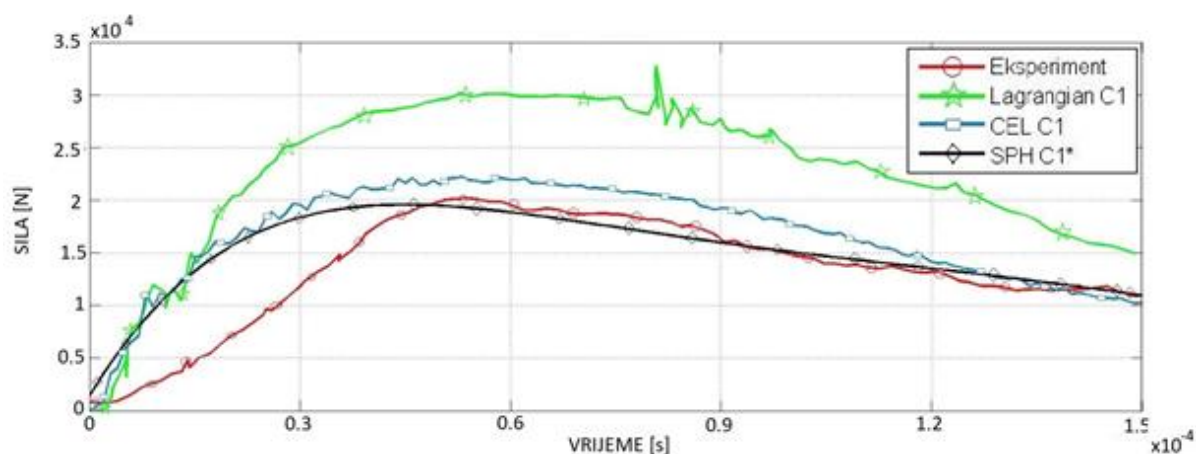


Slika 18 Validacija numeričkog modela: Test 4 - SHI: 42.7 mm – brzina: 73.5 m/s

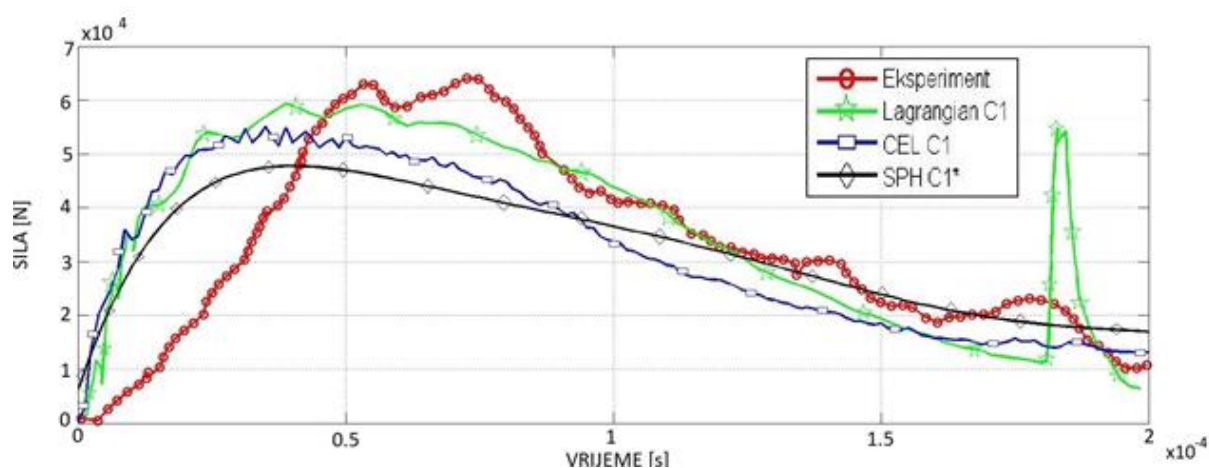


Slika 19 Validacija numeričkog modela: Test 5 - SHI: 42.7 mm – brzina: 126.0 m/s

Sve tri numeričke metode prikazuju dobru podudarnost u promjeni kontaktne sile u TEST 3 i TEST 4, ali u TEST 5 sve tri metode daju puno manje iznose maksimalne sile u usporedbi s eksperimentalnim testom što se vidi na slikama 17., 18. i 19.

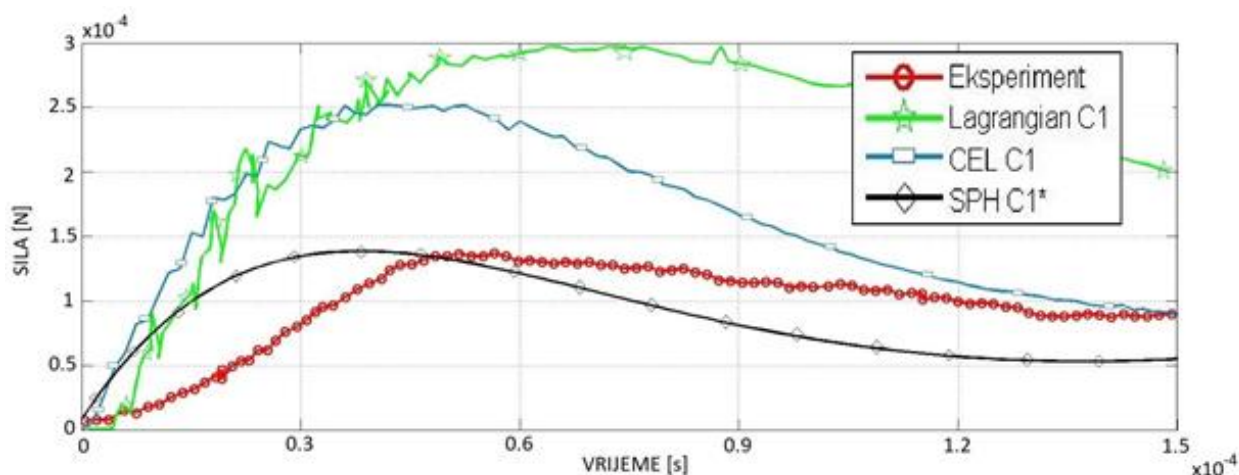


Slika 20 Validacija numeričkog modela: Test 6 - SHI: 50.8 mm – brzina: 81.0 m/s

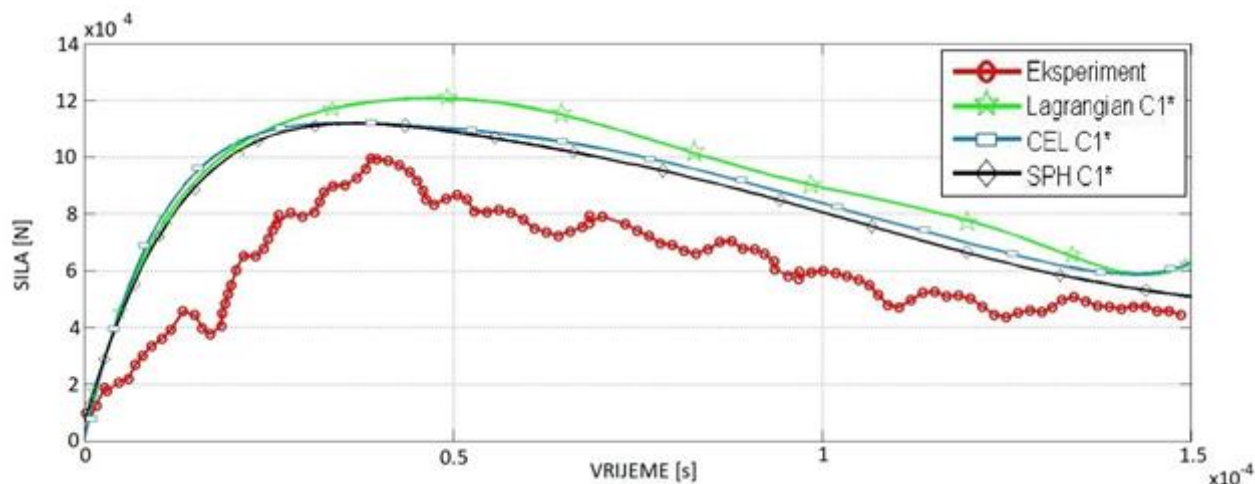


Slika 21 Validacija numeričkog modela: Test 7 - SHI: 50.8 mm – brzina: 144.2 m/s

U slučaju TEST 6, CEL i SPH metoda se vrlo dobro poklapaju s rezultatima eksperimentalnog testa, za razliku od Lagrange-ove mreže [3] što se vidi na slici 20. U slučaju TEST 7 Lagrange-ova mreža [3] ima bolju podudarnost maksimalne sile, pogotovo u usporedbi s SPH analizom, ali pred kraj simulacije se u njoj pojavljuje veliki skok u kontaktnoj sili što se vidi na slici 21. Takvi skokovi obično su posljedica pretjerane distorzije konvencionalnih konačnih elemenata i mogu uzrokovati velike pogreške u rezultatima kod primjene numeričkih metoda u ispitivanju oštećenja stvarnih konstrukcija.



Slika 22 Validacija numeričkog modela: Test 8 - SHI: 61.0 mm – brzina: 61.7m/s



Slika 23 Validacija numeričkog modela: Test 9 - SHI: 61.0 mm – brzina: 189.2 m/s

Rezultati analiza prikazuju veoma dobru povezanost SPH i CEL analize s eksperimentalnim testovima u slučajevima: TEST 1, TEST 3, TEST 4, TEST 6, i TEST 7 prema tablici 4. Najveća razlika u rezultatima SPH i CEL analize se uočava u TEST 8 gdje se SPH dobro podudara s eksperimentom, ali CEL i konvencionalna Lagrangian mreža daju puno veće maksimalne sile i impulse što je vidljivo u tablici 6. U svim ostalim simulacijama SPH i CEL analiza daju vrlo slične rezultate pogotovo u simulacijama s većim vrijednostima kinetičke energije što je od posebne važnosti za ovaj rad jer se udari tuče odvijaju pri većim energijama (slika 21. i 23.). U TEST 9, slučaju s najvišom kinetičkom energijom, SPH i CEL analiza daju nešto bolje rezultate od konvencionalne Lagrangeove mreže [3] što se vidi na slici 23.

U tablici 6. su prikazane usporedbe maksimalnih sila i impulsa između eksperimentalnih testova i simulacija. Impuls sile je računat umnoškom srednje sile i određenog vremena simulacije.

Tablica 6 Usporedba eksperimentalnih testova i rezultata simulacija

		Eksperiment		Lagrangian [2,3]		SPH		CEL	
Test	Vrijeme simulacije* [s]	Max. sila** [kN]	Impuls [Ns]	Max. sila** [kN]	Impuls [Ns]	Max. sila** [kN]	Impuls [Ns]	Max. sila** [kN]	Impuls [Ns]
1	0.00019	11.379	0.61	14.117	1.1	13.144	0.6	12.225	0.48
2	0.00015	8.186	0.75	14.290	1.26	12.041	1.06	12.205	0.78
3	0.00023	33.879	3.1	34.272	3.6	30.929	2.8	32.286	2.9
4	0.00025	15.769	1.5	22.219	2.6	13.652	1.8	15.504	1.5
5	0.00025	44.909	4.1	37.359	3.8	30.942	3.0	31.988	3.4
6	0.00015	20.167	2.0	32.711	3.2	21.965	2.1	22.240	2.4
7	0.000195	63.974	6.6	59.299	6.6	50.641	5.9	55.059	6.2
8	0.00015	13.671	1.4	29.730	3.1	15.719	1.3	25.217	1.9
9	0.00015	99.541	9.1	139.070	12.9	130.424	11.8	118.394	12.9

* vrijeme simulacije za izračun impulsa sile

**maksimalna sila neinterpoliranih rezultata

Važno je i napomenuti da simulacije kod kojih je korištena SPH metoda su u prosjeku pet puta kraće odnosu na simulacije s CEL metodom, iako je za potrebe CEL metode uključena opcija paralelnog procesiranja. Ta opcija kod SPH metode uzrokuje nasumične skokove u promijeni kontakte sile pa nije korištena.

4. NUMERIČKE SIMULACIJE – UDAR U METALNU KONSTRUKCIJU PRETKRILCA

4.1. Udar tuče

Za zrakoplove u letu, udari tuče pri velikim brzinama se javljaju na napadnim rubovima krila i repa, nosu i ostalim napadnim površinama. Prvenstveno zbog zadovoljavanja zahtjeva za udar ptice, napadne površine su konstruirane dovoljno čvrste da izdrže takva udarna opterećenja tj. da uz oštećenja nastala prilikom takvog udara mogu sigurno nastaviti let. No, udari ptice se najčešće odvijaju u fazama polijetanja i slijetanja gdje su brzine leta relativno male dok se udari tuče mogu dogoditi na većim visinama u fazi krstarenja gdje su brzine leta puno veće. Promatrajući vektore brzina u horizontalnom letu zrakoplova, vertikalna komponenta brzine padanja tuče je zanemariva u odnosu na horizontalnu brzinu krstarenja zrakoplova koja kod velikih putničkih zrakoplova iznosi i iznad 200 m/s.

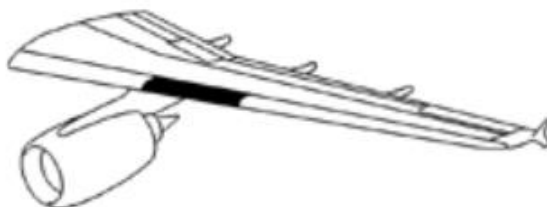
Ključni zahtjev iz perspektive konstrukcijske sigurnosti je sprečavanje oštećenja tijekom leta i osigurati da ako zrakoplov naiđe na tuču, može sigurno nastaviti let i sletjeti. Ovo područje je od posebne važnosti u slučaju kompozitne konstrukcije zrakoplova kod koje postoji mogućnost pojave oštećenja koja su jedva vidljiva golim okom (eng. *BVID-Barely Visible Impact Damage*). U fazi horizontalnog leta, varijable koje najviše utječu na razinu oštećenja su brzina zrakoplova i veličina tuče, i ta faza leta je primarni interes za većinu dostupnih standarda. U istraživanju EASA agencije daje se preporuka za ispitivanje otpornosti konstrukcije na udar tuče. Prema toj preporuci krajnji slučaj koji konstrukcija treba izdržati je udar jednog komada leda promjera 110 mm ili udar s više komada leda promjera 50 mm [5].

Prema toj preporuci izvršene su analize udara tuče u numerički model pretkrilca zrakoplova Airbus A320 pri brzini od 200 m/s. Numerički model pretkrilca je izrađen u Abaqus programskom i preuzet je iz [15].

U prvom dijelu su odrađene analize udara u metalno pretkrilce, dok u drugom dijelu su odgovarajući aluminijski dijelovi zamijenjeni kompozitnim materijalom, te je na kraju dana usporedba rezultata između metalne i kompozitne varijante konstrukcije.

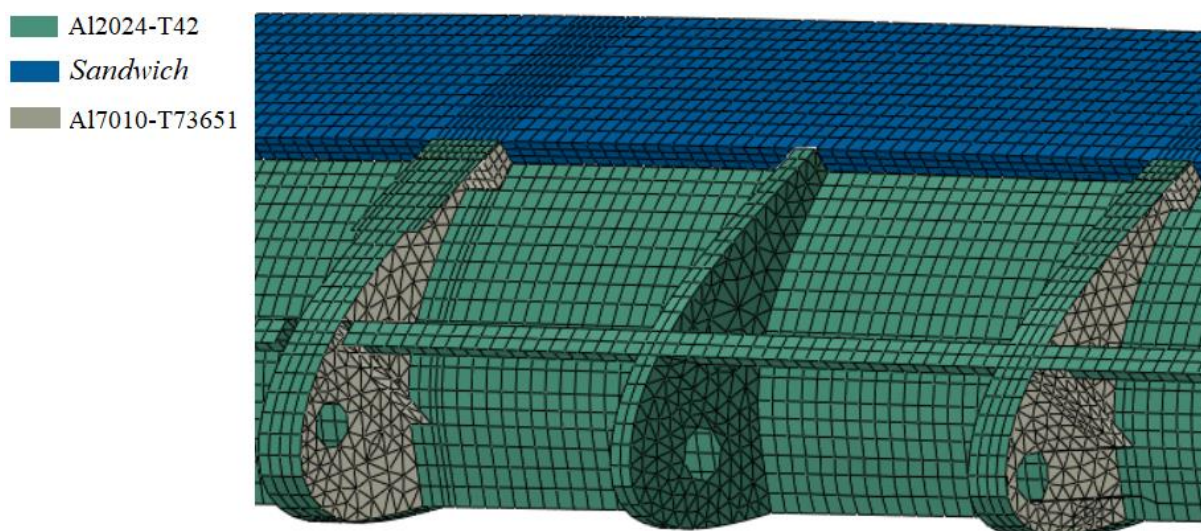
4.2. Model pretkrilca [15]

Modelirano pretkrilce se nalazi na lijevom krilu s vanjske strane nosača motora kako je prikazano na slici 24.

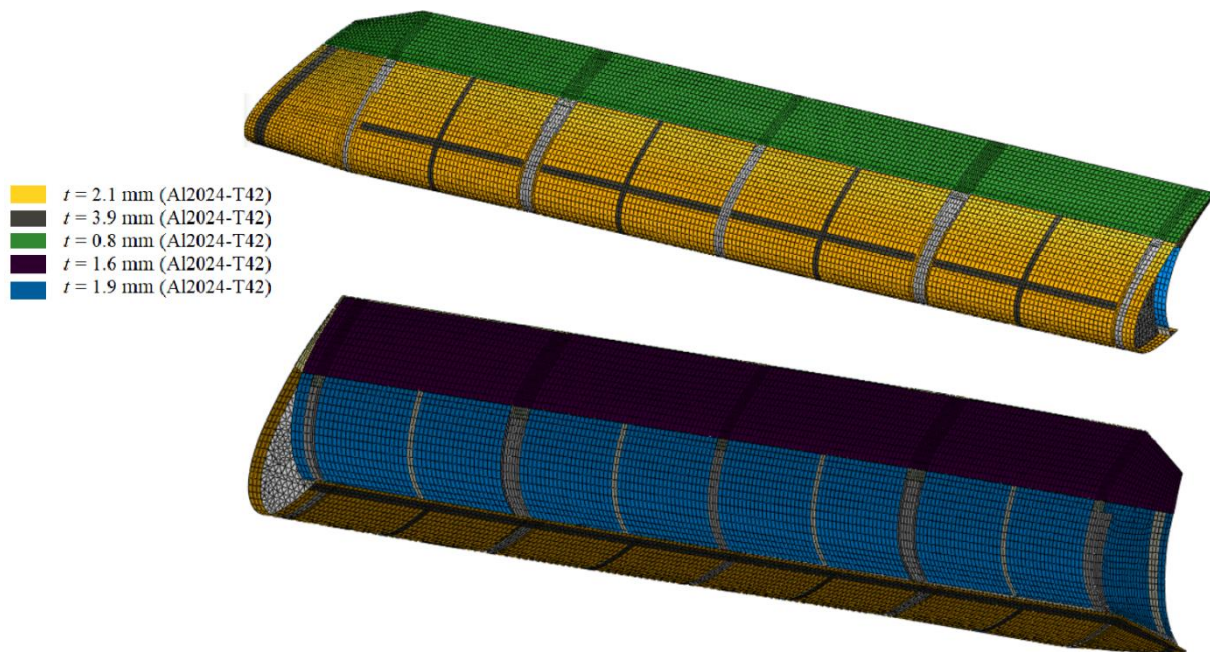


Slika 24 Pozicija pretkrilca na krilu [15]

Nosivu konstrukciju pretkrilca čine dvije uzdužnice i 10 rebara. Između glavnih rebara se nalaze pomoćna rebra za ukrućivanje konstrukcije (5 glavnih i 5 pomoćnih rebara). Duž cijele konstrukcije, s prednje gornje strane, prolazi još i jedna uzdužnica Z-profila, koja također služi kao ukruta. Glavna rebra su izrađena postupkom glodanja od legure Al7010-T73651. Pomoćna rebra izrađena su od iste aluminijske legure kao uzdužnica i oplata (Al2024-T42). Oplata je debljine 2.1 mm na gornjaci, odnosno 1.9 mm na donjaci. Izlazni rub izveden je kao *sandwich* konstrukcija ispunjen aluminijskim saćem. Oplata na izlaznom rubu debljine je 0.8 mm na gornjaci i 1.6 mm na donjaci [15]. Numerički model unutarnje konstrukcije pretkrilca je prikazan na slici 25., a debljine svih elemenata su prikazane na slici 26. Debljine elemenata glavnog rebra se kreću od 3 mm do 36 mm.



Slika 25 Numerički model unutarnje konstrukcije pretkrilca



Slika 26 Različite debljine elemenata ljuskastih elemenata

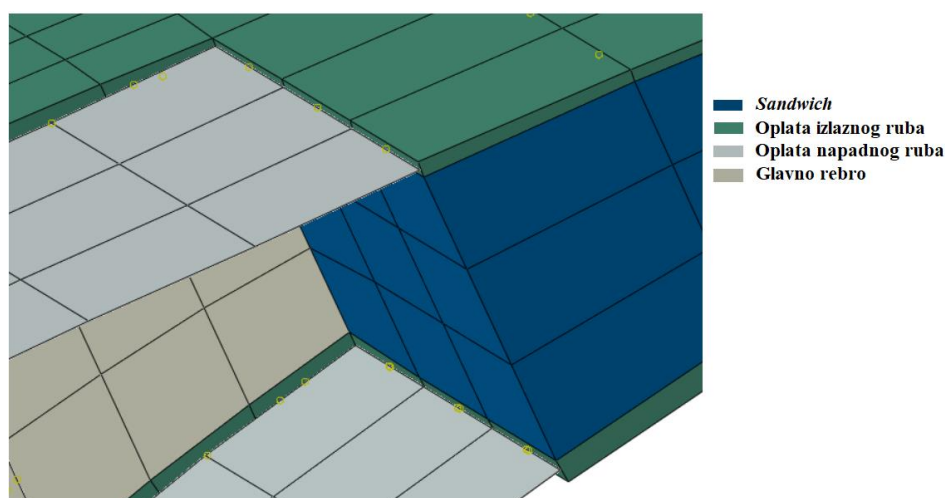
Glavna i pomoćna rebra su diskretizirana trokutastim ljuskastim elementima S3 s po 3 čvora i 6 stupnjeva slobode gibanja po čvoru, a aluminijska sačasta konstrukcija četverostranim elementima C3D8 s 8 čvorova i 3 translacijska stupnja slobode gibanja po čvoru. Gornja i donja oplata su diskretizirane pravokutnim ljuskastim elementima S4 s po četiri čvora i 6 stupnjeva slobode gibanja po čvoru. Vanjski slojevi *sandwich* konstrukcije izlaznog ruba diskretizirani su *continuum* ljuskastim elementima (SC8R) [15]. Ukupan broj konačnih elemenata diskretiziranog pretkrilca je prikazan u tablici 7.

Tablica 7 Podaci o mreži konačnih elemenata[15]

Broj ljuskastih elemenata	17175
Broj SC8R ljuskastih elemenata	5670
Broj 3D elemenata	8505
Ukupan broj elemenata	31350
Ukupan broj čvorova	34222
Broj stupnjeva slobode	151826

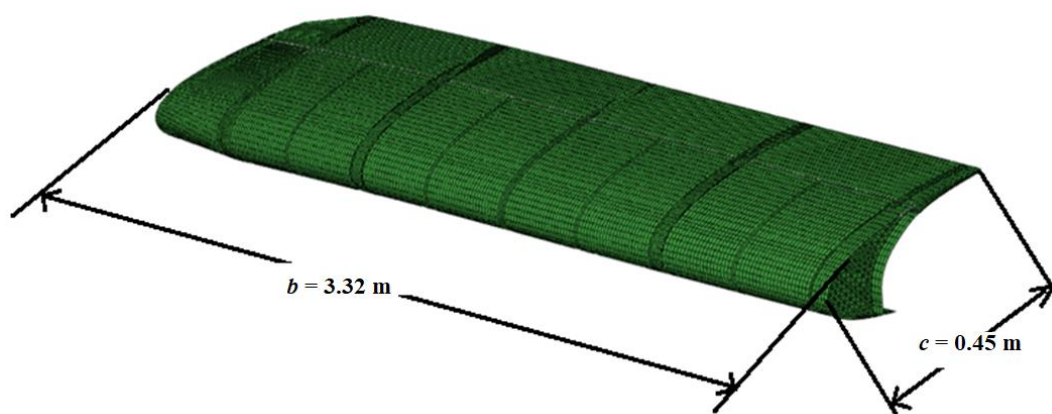
Kako ljuskasti elementi imaju 6 stupnjeva slobode gibanja po čvoru, a SC8R imaju samo 3 translacijska stupnja slobode gibanja po čvoru, zajednički čvorovi na spojevima ne prenose rotacijske stupnjeve slobode gibanja na 3D *continuum* elemente. Korištena kinematska veza u tom slučaju je *Shell-To-Solid* koja služi isključivo za povezivanje ljuskastih i trodimenzionalnih elemenata. Čvorovi na ljuskastim elementima su pri tome referentni, te se sile i momenti na njima pretvaraju u sile koje djeluju na skupinu spregnutih čvorova 3D elementa [9].

Kod SPH analize upotreba *Shell-To-Solid* bi stvarala probleme s ukupnom kinetičkom energijom sustava te su iz tog razloga korištene *Tie* kinematske veze. Tom kinematskom vezom se ne prenose rotacijski stupnjevi slobode gibanja. Analizom rezultata udara u pretkrilce SPH metodom je zaključeno da su rotacije zglobova zanemarive, te promjena kinematske veze kod SPH analize neće utjecati na rezultate u području udara jer je to područje dovoljno daleko od kinematske veze na izlaznom rubu. Pri upotrebi kinematičkih veza, rub 2D elementa treba se nalaziti otprilike na polovici visine plohe 3D elementa kako je vidljivo na slici 27.



Slika 27 Kinematske veze na spoju ljuskastih i *continuum* elemenata

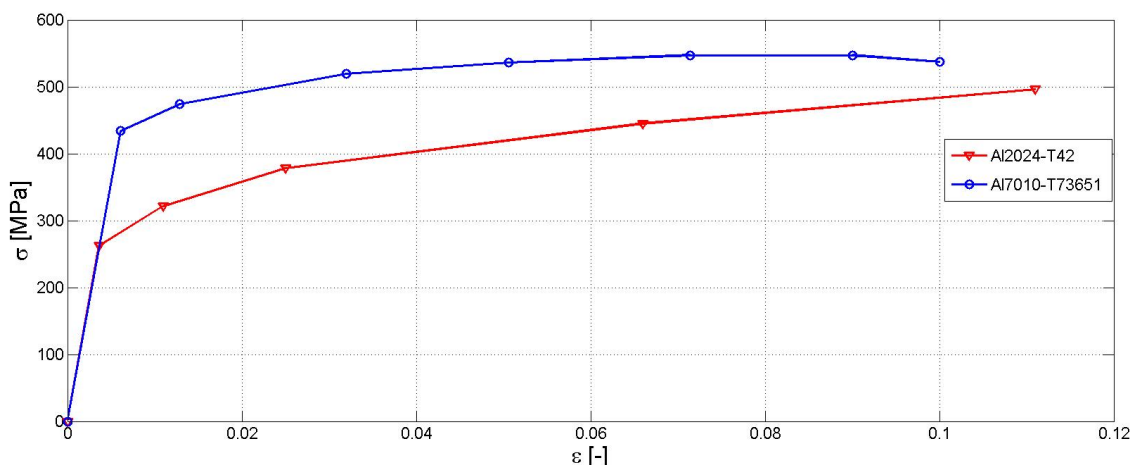
Na slici 28. je prikazano diskretizirano pretkrilce s osnovnim dimenzijama, raspona i tetive.



Slika 28 Diskretizirani model pretkrilca

4.3. Materijalni model

U Tablici 8. prikazana su mehanička svojstva materijala korištenih u modelu pretkrilca, a na slici 29. promjena naprezanja s deformacijom za Al2024-T42 i Al7010-T73651 u elastičnom i plastičnom području.



Slika 29 Dijagram naprezanje-deformacija za korištene aluminijske legure

Tablica 8 Mehanička svojstva materijala [15]

Materijal	E [GPa]	ν [-]	ρ [kg/m ³]
Al2024-T42	72.400	0.33	2780
Al7010-T73651	71.016	0.33	2796
Saće	1.6655	0.30	98

Popuštanje materijala je definirano preko kriterija koji briše materijalne točke kada ekvivalentne plastične deformacije dosegnu 18%. Radi pojednostavljenja i male uloge sačaste jezgre na globalni odziv taj je materijal definiran kao linearno izotropan. Sačasta konstrukcija izlaznog ruba nije izložena udarnom opterećenju, te zbog toga to pojednostavljenje ne predstavlja veliku pogrešku.

Ovaj materijalni model (dalje u tekstu: nelinearni model) uzima u obzir izotropno očvršnuće materijala u plastičnom području, ali ne uključuje efekte očvršnuća materijala (rast granice razvlačenja s porastom deformacije) i mekšanja materijala (pad granice razvlačenja s porastom deformacije) uslijed promjene brzine deformacije i povišenja temperature. Johnson-Cook materijali model za plastično područje uzima u obzir navedene efekte i zbog toga se koristi u slučajevima velikih brzina deformacija poput udarnih opterećenja [16]. Prema [17],

korišten je takav materijalni model za aluminijske legure u analizama kako bi se usporedio s gore navedenim materijalnim modelom.

4.3.1. Johnson-Cook materijalni model [9]

Johnson Cook model uključuje ovisnost granice razvlačenja o plastičnoj deformaciji, brzini deformacije i temperaturi. U Johnson-Cook-ovom modelu plastičnosti, granica razvlačenja definirana je izrazom

$$\sigma_T = [A + B * \varepsilon_{pl}^n] * \left[1 + C_1 * \ln \frac{\dot{\varepsilon}_{pl}}{\dot{\varepsilon}_0} \right] * \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_{melt} - T_0} \right)^m \right]. \quad (3)$$

Model uključuje efekte očvrsnuća materijala i mekšanja materijala uslijed povišenja temperature. Model je određen s 5 parametara: A , B , C_1 , n i m , koji se određuju iz ispitivanja materijala statičkim vlačnim pokusom te nizom ispitivanja na uređaju *Split Hopkinson Pressure Bar* (SHPB) pod različitim brzinama deformacije i temperaturama. U izrazu (3), A je statička granica razvlačenja, B i n su parametri koji opisuju očvrsnuće uslijed plastične deformacije, C_1 je konstanta brzine deformacije, a m je parametar koji opisuje mekšanje uslijed promjene temperature. $\dot{\varepsilon}_0$ je referentna brzina deformacije, T_0 je sobna temperatura, a T_{melt} talište materijala [9].

Model koji opisuje oštećenje u materijalu je Johnson-Cook-ov model inicijacije i propagacije oštećenja u materijalu. On razinu oštećenja u materijalu opisuje pomoću parametra D koja se određuje pomoću izraza

$$D = \sum \frac{\Delta \varepsilon_{pl}}{\varepsilon_{ekv}^f}, \quad (4)$$

gdje je $\Delta \varepsilon_{pl}$ inkrementalno povećanje plastične deformacije u jednom koraku integracije, a ε_{ekv}^f je ekvivalentna deformacije pri lomu. ε_{ekv}^f se računa prema izrazu

$$\varepsilon_{ekv}^f = [D_1 + D_2^{D_3 * \sigma^*}] * \left[1 + D_4 * \ln \frac{\dot{\varepsilon}_{pl}}{\dot{\varepsilon}_0} \right] * \left[1 + D_5 \left(\frac{T - T_0}{T_{melt} - T_0} \right) \right], \quad (5)$$

gdje su D_{1-5} parametri Johnson-Cook-ovog materijalnog modela, a σ^* je bezdimenzijski omjer hidrostatskog i ekvivalentnog naprezanja. ε_{pl} je plastična deformacija pri inicijaciji oštećenja u materijalu. Ta vrijednost se za svaki korak integracije određuje i uspoređuje s trenutnom vrijednošću plastične deformacije u elementu.

Lom u materijalu (popuštanje materijalnih točaka) se događa kada parametar oštećenja dostigne vrijednost 1. Vrijednost parametra oštećenja $D=0$ označava stanje materijala bez oštećenja [9].

U tablicama 9., 10. i 11. prikazane su korištene konstante za opisivanje Johnson-Cook materijalnog modela u Abaqus-u. Gustoće aluminijskih legura su zadržane kao u prethodnom modelu.

Tablica 9 Konstante za opisivanje plastičnog područja [16]

A [MPa]	B [MPa]	C [-]	n [-]	m [-]	T_{melt} [K]	T_0 [K]
368.98	683.97	0.0083	0.73	1.7	783	294

Tablica 10 Konstante za opisivanje područja oštećenja [16]

D_1 [-]	D_2 [-]	D_3 [-]	D_4 [-]	D_5 [-]
0.112	0.123	1.5	0.007	0.0

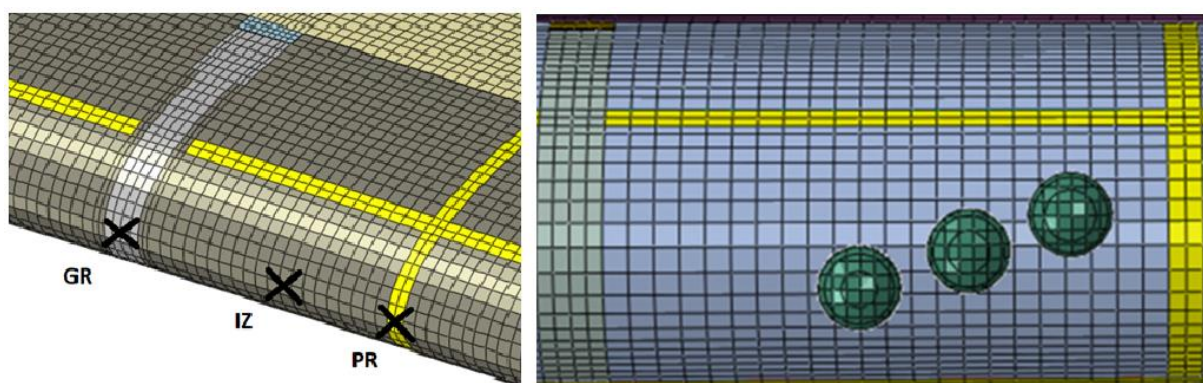
Tablica 11 Elastična svojstva materijala [16]

E [N/mm ²]	ν [-]
73000	0.33

4.4. Početni i rubni uvjeti za simulacije udara u metalnu konstrukciju

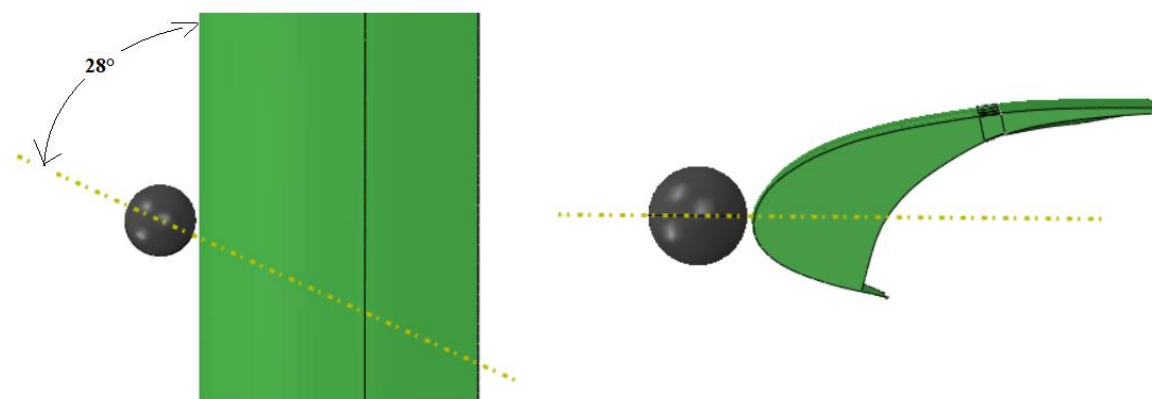
Prema preporuci izvješća EASA agencije izvršene su analize udara tuče u pretkrilce. U preporuci brzine udara nisu specificirane već je navedeno da se razmatra slučaj u fazi leta, te je odabrana brzina od 200 m/s. U izvješću EASA agencije je navedeno da treba uzeti u obzir udar leda promjera 110 mm, te udar s više udarača promjera 50 mm te su ta dva slučaja razmatrana u ovom radu.

Simulacije udara jednog udarača leda promjera 110 mm su izvršene na 3 različite pozicije pretkrilca kako je prikazano lijevo na slici 30.: u glavno rebro, između glavnog i pomoćnog rebra, te u pomoćno rebro. Za slučaj udara s više udarača promjera 50 mm, izrađena su tri identična udarača koja udaraju na mjestu između glavnog i pomoćnog rebra, a njihove međusobne pozicije su vidljive desno na slici 30.



Slika 30 Pozicije udara za tuču promjera 110 mm (lijevo) i s tri udarača promjera 50 mm (desno)

Prilikom udara u obzir je uzet i kut strijele napadnog brida od 28° kako je prikazano na slici 31. Također, pretpostavka je da pretkrilce nije izvučeno, te da led pod kutem od 0° u odnosu na horizontalnu ravninu udara u pretkrilce (slika 31.). Sve simulacije su provedene koristeći oba materijalna modela aluminija radi njihove usporedbe.



Slika 31 Kutovi udara leda promjera 110 mm

Identifikacija simulacija u ovome radu je odrađena na sljedeći način:

1-2-3-4

- gdje pozicija:
- '1' označuje korištenu metodu; SPH ili CEL.
 - '2' označuje promjer tuče u [mm]; 110 ili 50.
 - '3' označuje poziciju udara (GR=glavno rebro, IZ=između glavnog i pomoćnog rebra, PR=pomoćno rebro).
 - '4' je dodatni član ako je korišten Johnson-Cook materijalni model (JC).

CEL-110-GR - Simulacija udara izvršena CEL metodom jednim udaračem leda od 110 mm u glavno rebro.

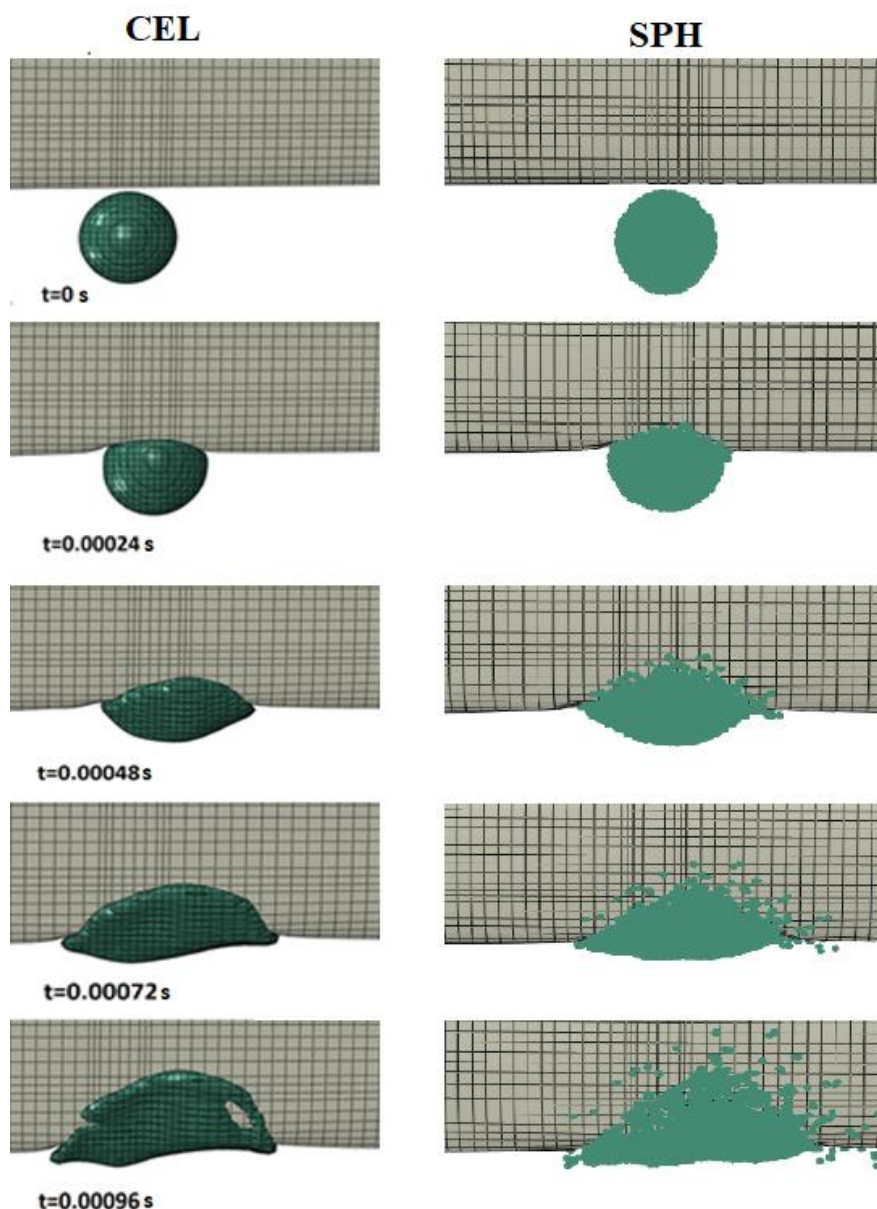
SPH-110-IZ-JC - Simulacija udara izvršena SPH metodom jednim udaračem leda od 110 mm između glavnog i pomoćnog rebra s korištenim Johnson-Cook materijalnim modelom.

Ukupni vremenski period svih simulacija je iznosio $t = 0.008$ s. Simulacije s CEL metodom su u prosjeku trajale oko 14 h i 30 min za udar s jednim udaračem, dok bi slučajevi s više udarača trajali oko 1 h kraće. Simulacije s SPH metodom su u prosjeku trajale oko 3h za sve slučajeve. Kako je objašnjeno u poglavlju za validaciju materijalnog modela, u SPH simulacijama nije korišteno paralelno procesiranje za razliku od CEL simulacija. Paralelno procesiranje dijeli simulacije na domene i svaku domenu dodjeljuje jednom procesoru ubrzavajući tako ukupno vrijeme procesiranja. Ta opcija je dostupna u korištenoj verziji Abaqus 6.13. za primjenu s SPH metodom ali rezultati promjene kontaktne sile su bili puno lošiji ako bi opcija bila uključena pa se ne preporuča njezino korištenje u spomenutoj verziji s SPH metodom.

4.4.1. Rezultati simulacija udara u metalnu konstrukciju

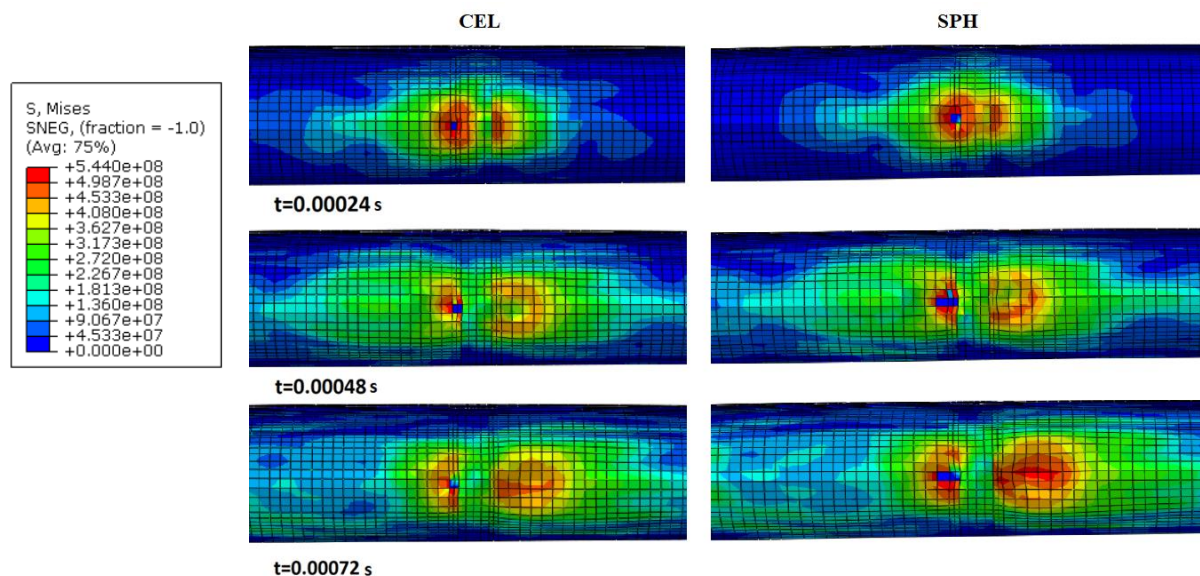
4.4.1.1. Simulacije CEL-110-GR i SPH-110-GR

Slika 32. prikazuje udar jednog udarača promjera 110 mm u glavno rebro primjenom CEL i SPH metode. Kao i kod udara u krutu ploču za validaciju materijalnog modela, SPH model se fizikalno realnije deformira u odnosu na CEL model. U ovom slučaju je korišten nelinearni materijalni model za aluminijske legure.



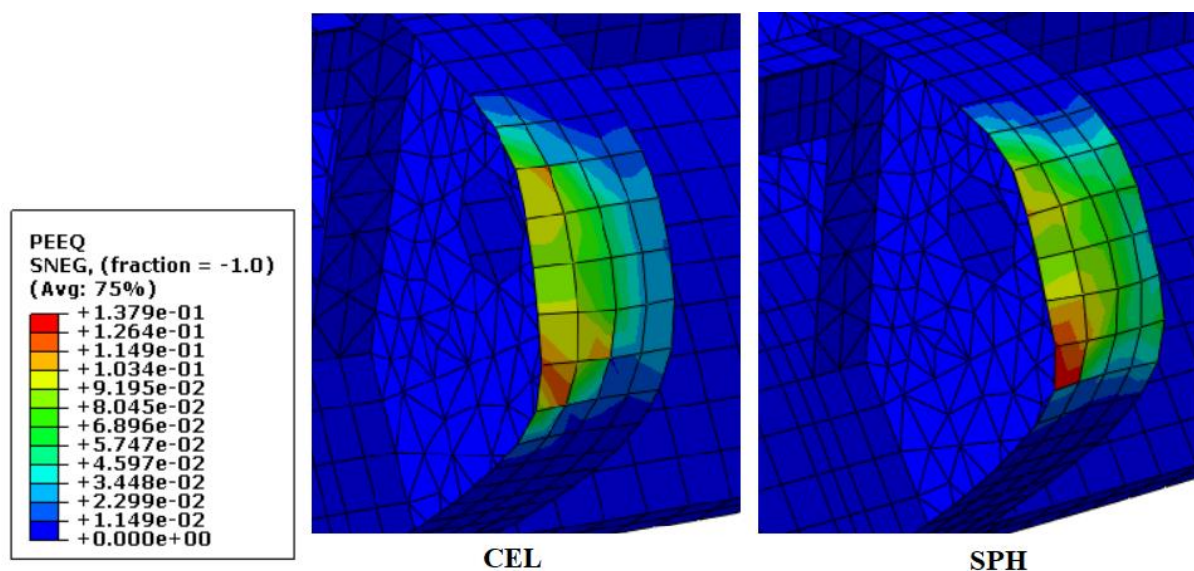
Slika 32 Prikaz udara simulacije CEL-110-GR i SPH-110-GR

Vrijednosti naprežanja na oplati (slika 33.) su kod SPH metode veća u usporedbi s CEL metodom. U ovom slučaju nije došlo do probijanja oplave, ali dolazi do popuštanja elemenata koji su na slici 33. obojeni plavom bojom na spoju glavnog rebra i oplave. Kod tih elemenata je došlo do brisanja materijalnih točaka na negativnoj strani normale ljuskastih elemenata.



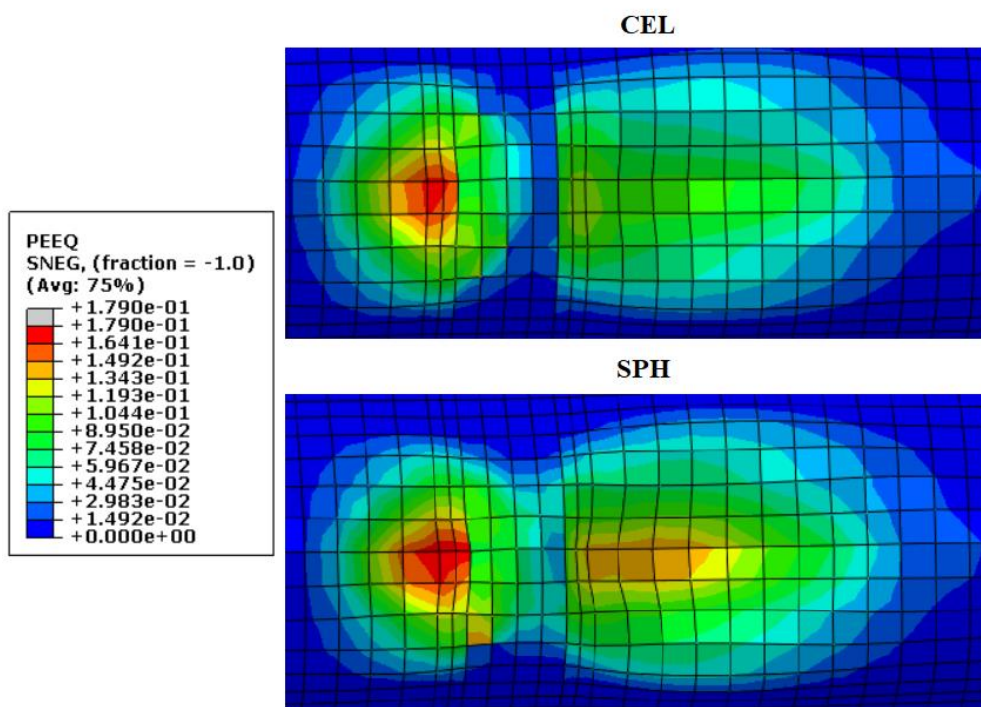
Slika 33 Naprežanje po von Misesu [Pa] za simulaciju CEL-110-GR i SPH-110-GR

Raspodjela ekvivalentnih plastičnih deformacija na glavnom rebro je prikazana na slici 34. i SPH metoda prikazuje veće vrijednosti u usporedni s CEL metodom.



Slika 34 Ekvivalentne plastične deformacije [-] za glavno rebro: usporedba CEL i SPH metode za slučaj GR ($t=0.0034$ s)

Sukladno većim naprezanjima na oplati, SPH metoda prikazuje i veće vrijednosti ekvivalentnih plastičnih naprezanja, te su najveće vrijednosti upravo na mjestu popuštanja materijalnih točaka (slika 35.).

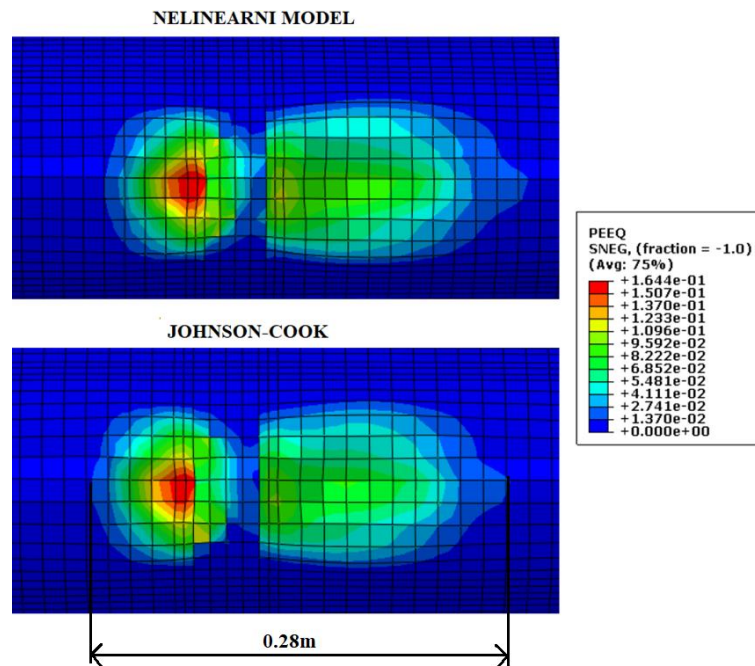


Slika 35 Ekvivalentne plastične deformacije[-] na oplati – usporedba CEL i SPH metode za slučaj GR ($t=0.0034$ s)

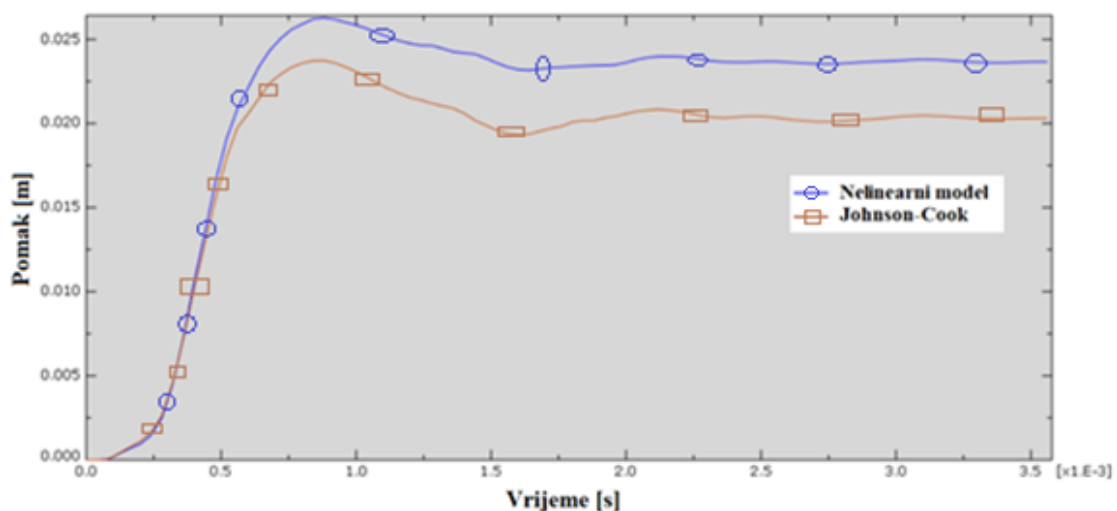
Iz rezultata se očituje da je došlo do popuštanja određenih materijalnih točaka na oplati kako je vidljivo na slici 33. Na glavnom rebro maksimalne vrijednosti plastičnih deformacija iznose oko 13% (slika 34.) dok na oplati vrijednosti ekvivalentnih plastičnih deformacija dosižu vrijednosti i iznad 17% što vrlo blizu vrijednosti zadanog kriterija popuštanja.

4.4.1.2. Simulacija CEL-110-GR-JC

Slika 36. prikazuje raspodjelu ekvivalentnih plastičnih deformacija za nelinearni i Johnson-Cook materijalni model na mjestu udara u glavno rebro koristeći CEL metodu. Na slici se može i vidjeti ukupna širina oštećenja na oplati gornjake i da su vrijednosti ekvivalentnih plastičnih deformacija podjednake za oba materijalna modela.



Slika 36 Ekvivalentna plastična deformacija [-] na oplati CEL-110-GR(-JC) ($t=0.0034$ s)

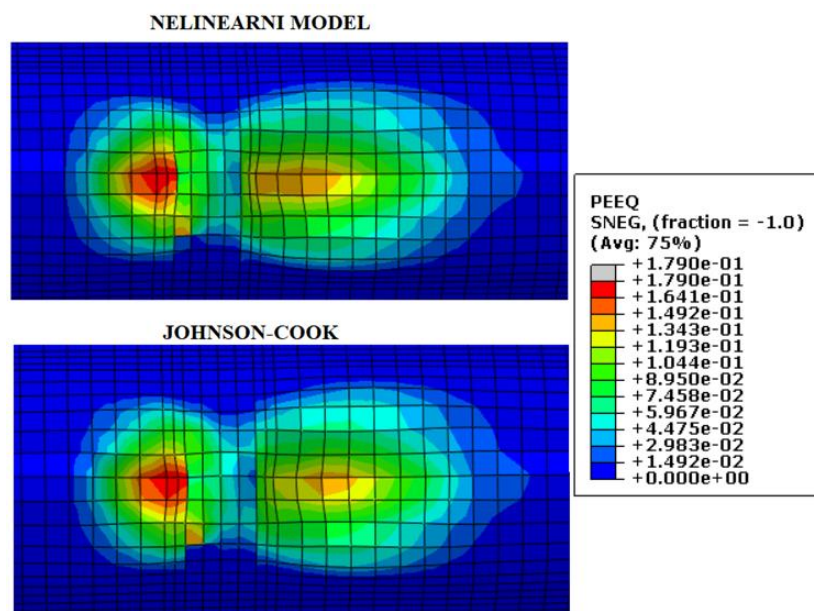


Slika 37 Ukupni pomak čvora na gornjoj oplati s najvećim pomakom CEL-110-GR(-JC)

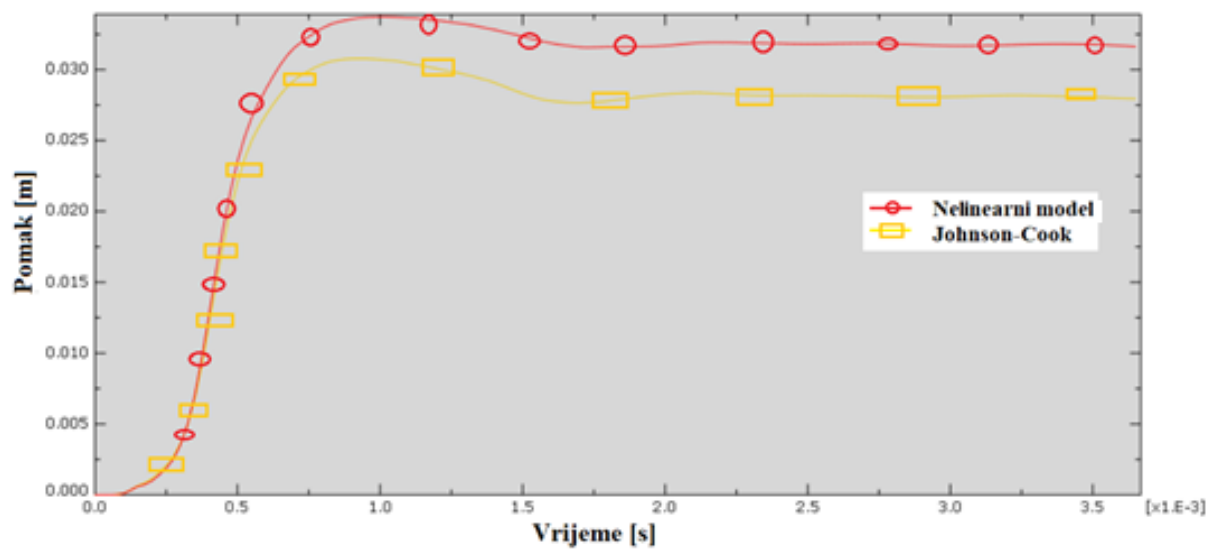
Na slici 37. je prikazana usporedba ukupnog pomaka istog čvora na oplati gornjake za Johnson-Cook i nelinearni model. Odabran je čvor s najvećim pomakom na oplati i usporedbom dvaju materijalnih modela je vidljivo da Johnson-Cook materijalni model dodatno očvršćuje aluminij pri udaru. To rezultira manjim ukupnim pomakom čvora s najvećim pomakom, iako nema velikih razlika u vrijednostima ekvivalentnih plastičnih deformacija, što je prikazano na slici 36. Pomak kod Johnson-Cook modela je oko 4 mm manji što nije zanemariva vrijednost (slika 37.).

4.4.1.3. Simulacija SPH-110-GR-JC

Na slici 38. koja prikazuje raspodjelu plastičnih deformacija se uočava da nelinearni model prikazuje nešto veće vrijednosti u odnosu na Johnson-Cook.



Slika 38 Ekvivalentna plastična deformacija [-] na oplati SPH-110-GR(-JC) ($t=0.0034$ s)



Slika 39 Ukupni pomak čvora na gornjoj oplati s najvećim pomakom SPH-110-GR(-JC)

Kao i kod CEL analize, Johnson-Cook model prikazuje manja oštećenja na oplati nego nelinearni model. U ovome slučaju je razlika u vrijednostima ukupnih pomaka istog čvora manja, te iznos oko 3 mm (slika 39.).

4.4.1.4. Usporedba rezultata udara u glavno rebro

U tablici 12. je prikazana usporedba rezultata najvećih ukupnih pomaka i ekvivalentnih plastičnih deformacija kod simulacija udara u glavno rebro. Johnson-Cook model daje manje ukupne pomake čvora s najvećim pomakom za razliku od nelinearnog modela. Također, SPH analize za razliku od CEL analiza daju veće vrijednosti ukupnog pomaka i ekvivalentnih plastičnih deformacija koje su u simulaciji SPH-110-GR tek ispod granice od 18% zadanog kriterija popuštanja. Stvarna kinetička energija udara leda promjera 110 mm i brzine od 200 m/s iznosi 12538.02 J. Iako SPH metoda ima veće odstupanje od stvarne vrijednosti, tj. nižu kinetičku energiju od CEL metode, prikazuje veće oštećenja na oplati.

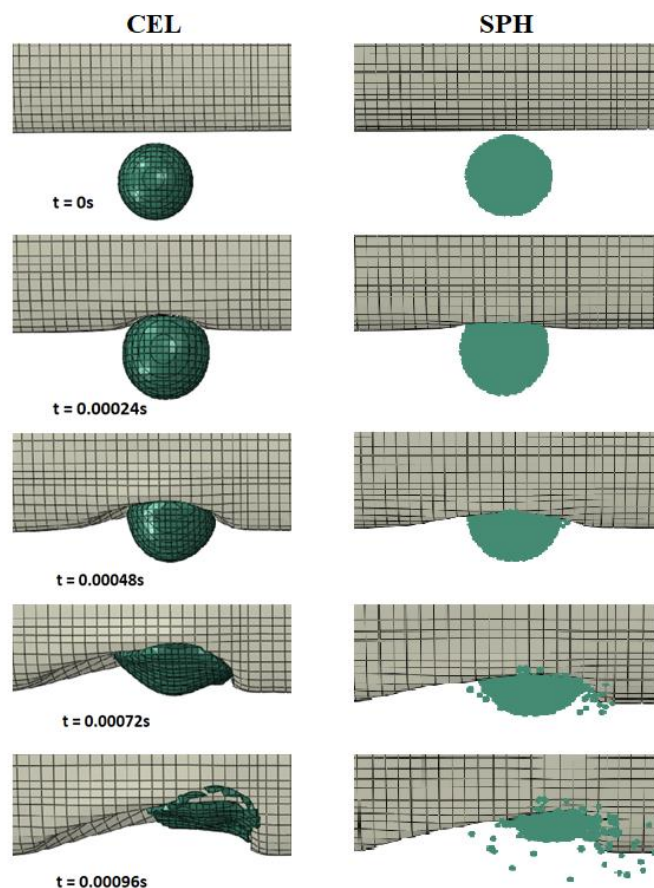
Tablica 12 Usporedba rezultata udara u glavno rebro

Simulacija	Početna kinetička energija [J]	Odstupanje od stvarne početne kinetičke energije [%]	Ukupni pomak [cm]	Max. PEEQ *[%]
CEL-110-GR	12520.1	0.0015	2.42	16.85
CEL-110-GR-JC	12520.1	0.0015	2.03	16.44
SPH-110-GR	12355.2	0.0150	3.18	17.90
SPH-110-GR-JC	12355.2	0.0150	2.81	17.07

*PEEQ – Ekvivalentne plastične deformacije (eng. equivalent plastic strain)

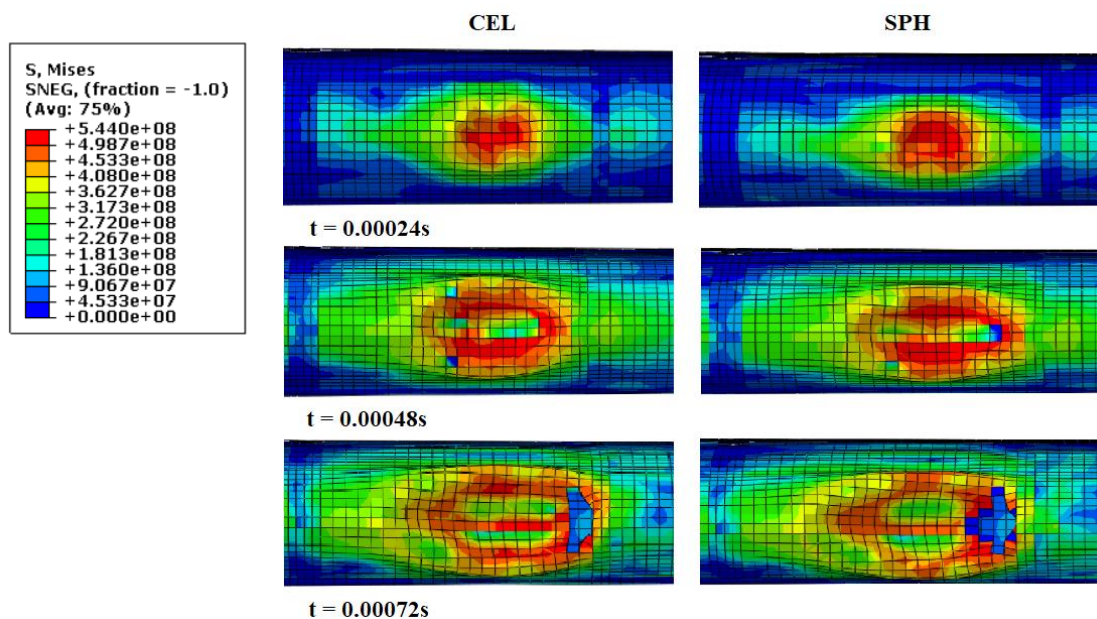
4.4.1.5. Simulacije CEL-110-IZ i SPH-110-IZ

Slika 40. prikazuje udar jednog udarača leda promjera 110 mm između glavnog i pomoćnog rebra. U odnosu na udar u glavno rebro vidljivo je da u ovom slučaju dolazi do većeg oštećenja konstrukcije. Zbog kuta strijele napadnog brida tijekom udara materijal leda prodire do pomoćnog rebra gdje dolazi do proboja oplate.



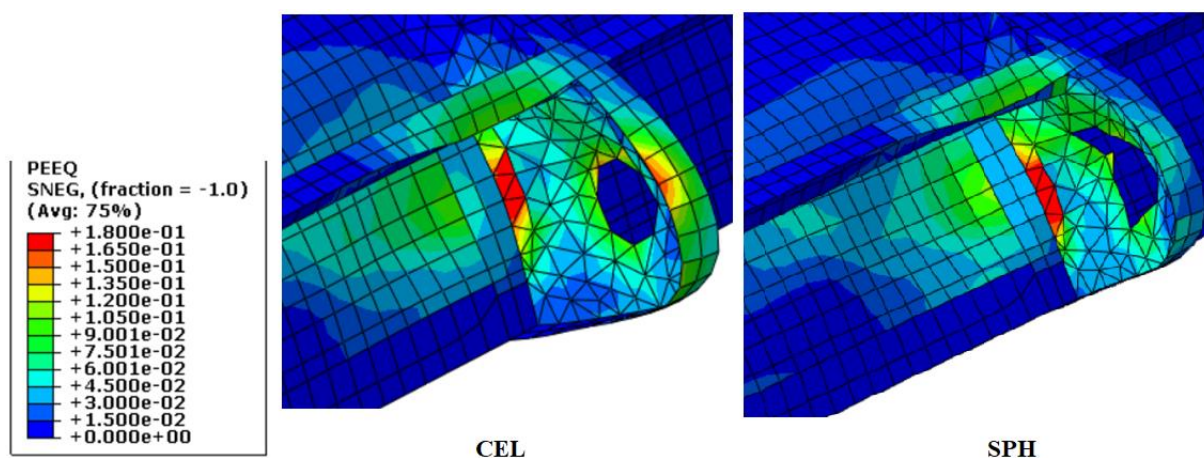
Slika 40 Prikaz udara simulacije CEL-110-IZ i SPH-110-IZ

Slika 41. prikazuje raspodjelu napreznja na gornjoj oplati. Kao i u prošlom slučaju SPH metoda stvara veće vrijednosti napreznja što rezultira većim brojem izbrisanih materijalnih točaka kako se može vidjeti u $t = 0.00072$ s.



Slika 41 Napreznje po von Misesu [Pa] za simulaciju CEL-110-IZ i SPH-110-IZ

Na slici 42. je vidljivo da kod obje metode dolazi do popuštanja na spoju pomoćnog rebra i donje oplate. Također, kod SPH metode dolazi do većeg popuštanja pomoćnog rebra i brisanja elemenata oko otvora pomoćnog rebra

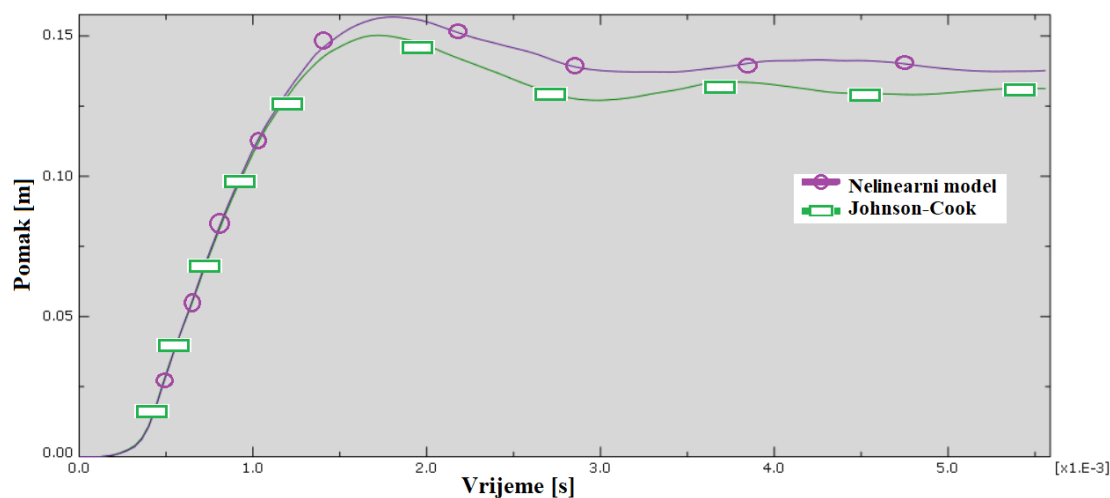


Slika 42 Ekvivalentna plastična deformacija [-] na pomoćnom rebru - slučaj IZ ($t=0.0034$ s)

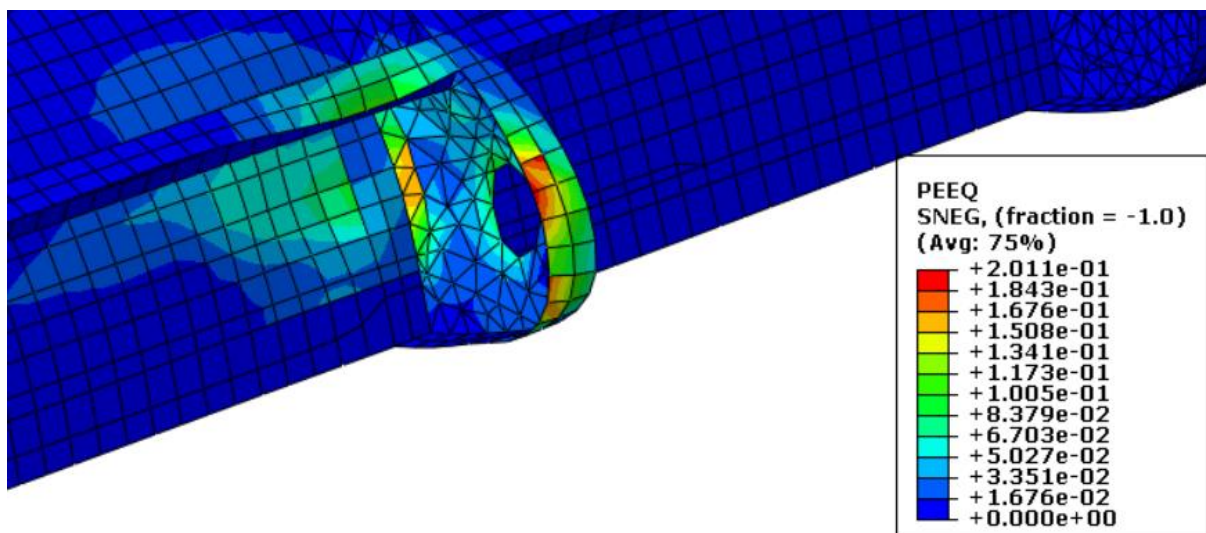
CEL i SPH metoda u slučaju udara između pomoćnog i glavnog rebra pokazuju vrlo slične rezultate u razini oštećenja konstrukcije. U ovom slučaju dolazi do proboja oplate pretkrilca. Nakon proboja gornje oplate materijal leđa udara u unutrašnje dijelove konstrukcije te ih oštećuje.

4.4.1.6. Simulacija CEL-110-IZ-JC

U ovoj simulaciji materijalni model Johnson-Cook pokazuje istu razinu oštećenja konstrukcije uz niže vrijednosti ukupnog pomaka istog čvora s najvećim pomakom na gornjoj oplati kako je prikazano na slici 43.



Slika 43 Ukupni pomak čvora na gornjoj oplati s najvećim pomakom - CEL-110-IZ(-JC)

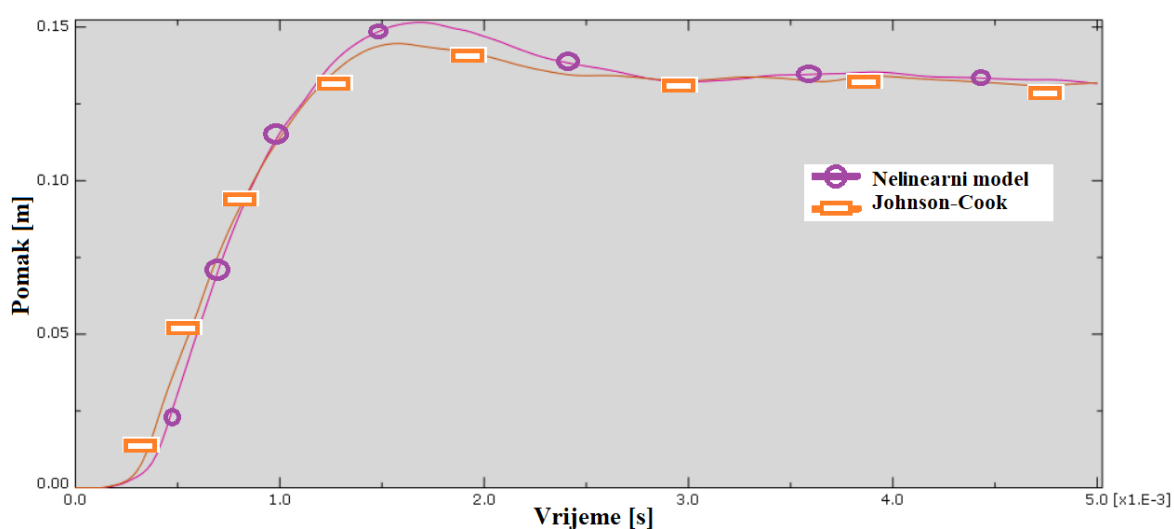


Slika 44 Ekvivalentna plastična deformacija [-] CEL-110-GR-JC ($t=0.0034$ s)

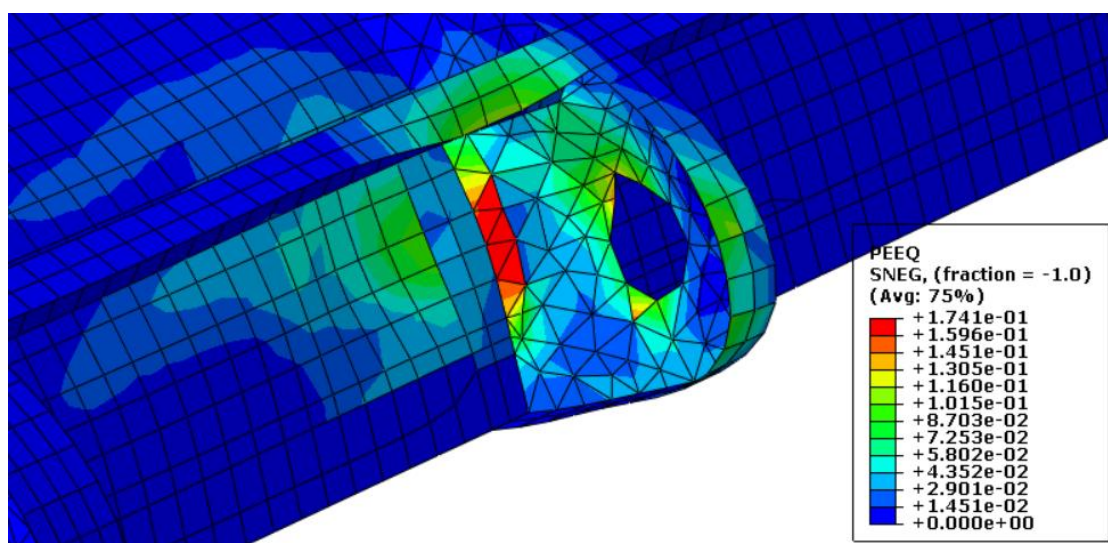
Uspoređujući sliku 42. i 44. vidljivo je da na spoju pomoćnog rebra i donje oplata vrijednosti ekvivalentnih plastičnih deformacija kod Johnson-Cook modela poprimaju nižu vrijednost od 18% kao što je bio slučaj kod nelinearnog modela.

4.4.1.7. Simulacija SPH-110-IZ-JC

Slika 45. prikazuje vrlo malu razliku između dva materijalna modela promatrajući ukupni pomak istog čvora s najvećim pomakom na oplati.



Slika 45 Ukupni pomak čvora na gornjoj oplati s najvećim pomakom - SPH-110-IZ(-JC)



Slika 46 Ekvivalentna plastična deformacija [-] SPH-110-GR-JC ($t=0.0034s$)

Uspoređujući slike 42. i 46. se uočava da su na pomoćnom rebru plastične deformacije manje kod Johnson-Cook materijalnog modela. Kod Johnson-Cook modela također dolazi do brisanja materijalnih točaka oko otvora na pomoćnom rebru, ali u manjoj mjeri nego kao kod nelinearnog modela.

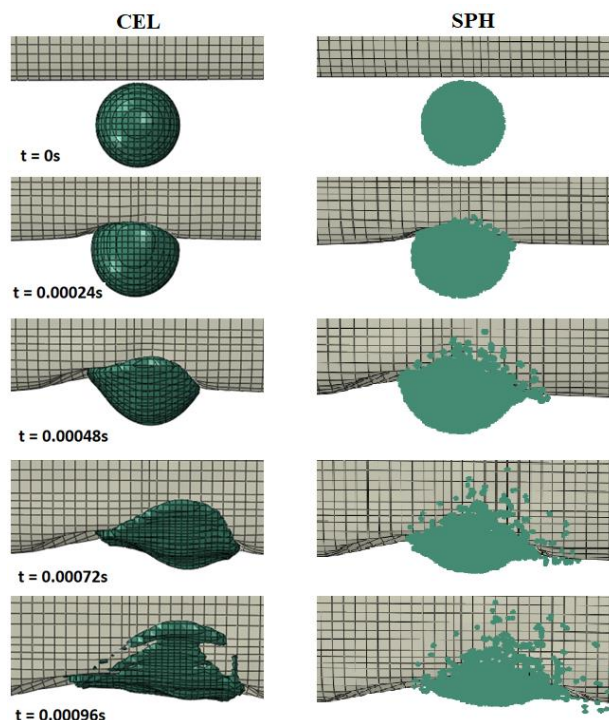
4.4.1.8. Usporedba rezultata simulacija udara između glavnog i pomoćnog rebra

CEL i SPH metoda pokazuju sličnu razinu oštećivanja konstrukcije i njezinog popuštanja. U svim analizama dolazi do proboja gornje oplata i oštećivanja prednje uzdužnice i pomoćnog rebra. Kod SPH metoda dolazi do većeg oštećenja pomoćnog rebra iako je kinetička energija udara manja nego kod CEL metode. U tablici 13. je prikazana usporedba maksimalnih vrijednosti ekvivalentnih plastičnih deformacija.

Tablica 13 Usporedba ekvivalentnih plastičnih naprezanja za simulacije 'IZ'

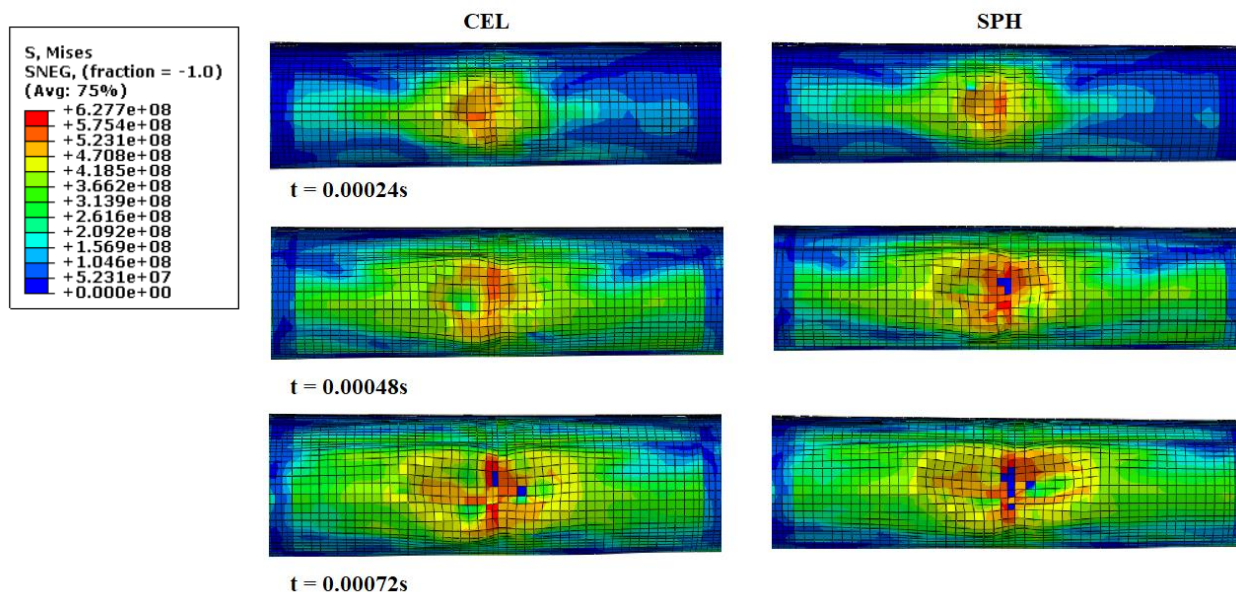
Simulacija	Kinetička energija [J]	Max. PEEQ [%]
CEL-110-IZ	12520.1	18.00
CEL-110-IZ-JC	12520.1	20.11
SPH-110-IZ	12355.2	18.00
SPH-110-IZ-JC	12355.2	17.41

4.4.1.9. Simulacije CEL-110-PR-JC i SPH-110-PR-JC



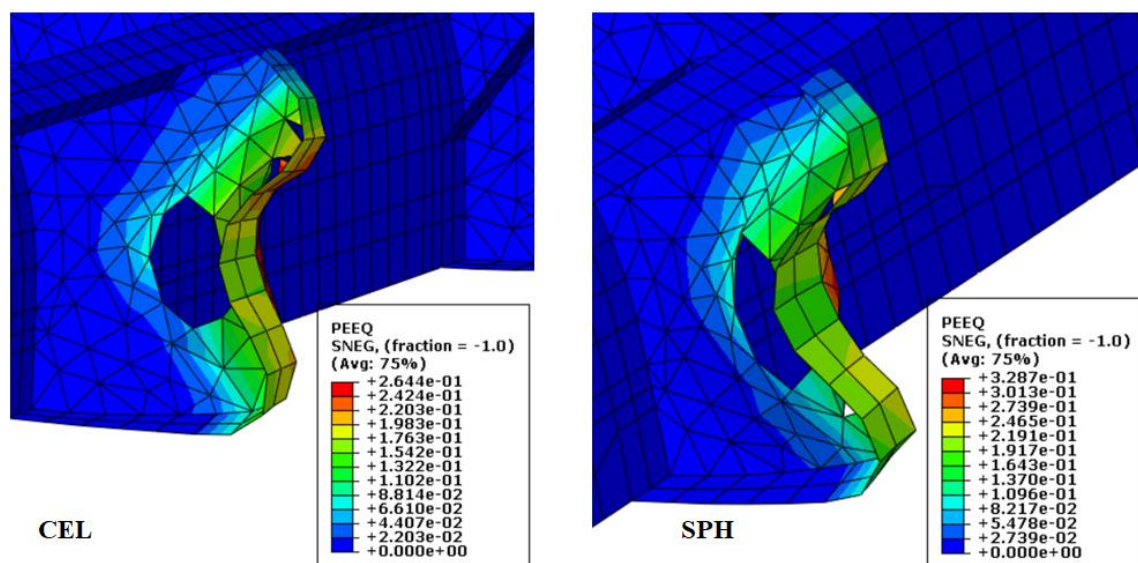
Slika 47 Prikaz udara simulacije CEL-110-PR-JC i SPH-110-PR-JC

Slika 47. prikazuje udar jednog udarača leda u pomoćno rebro s korištenim Johnson-Cook materijalnim modelom za aluminijske legure. Prilikom udara dolazi do popuštavanja pomoćnog rebra, ali ne do proboja oplata. Kao i kod udara u glavno rebro postoje elementi kod kojih je došlo do brisanja materijalnih točaka na negativnoj strani normale ljuskastih elemenata (slika 48.).

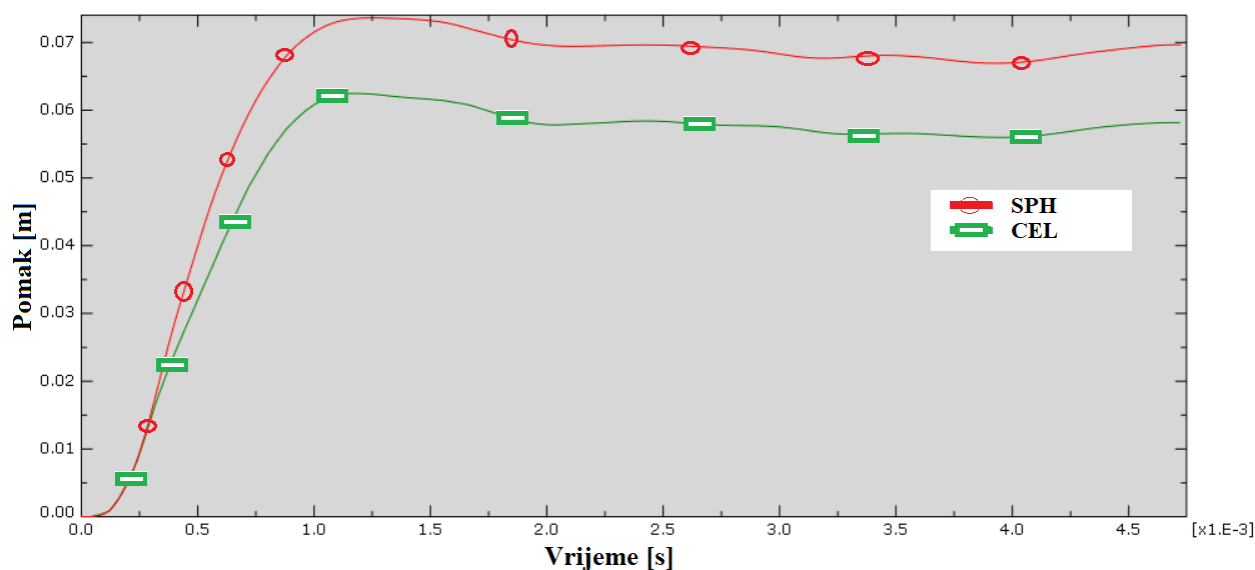


Slika 48 Naprezanje po von Misesu [Pa] za simulaciju CEL-110-PR-JC i SPH-110-PR-JC

Slika 49. prikazuje popušteno pomoćno rebro. Prikazane su i vrijednosti ekvivalentnih plastičnih deformacija gdje SPH metoda i u ovom slučaju daje veće vrijednosti.



Slika 49 Ekvivalentna plastična deformacija [-] na pomoćnom rebro ($t=0.0034$ s)



Slika 50 Ukupni pomak čvora na gornjoj oplati s najvećim pomakom

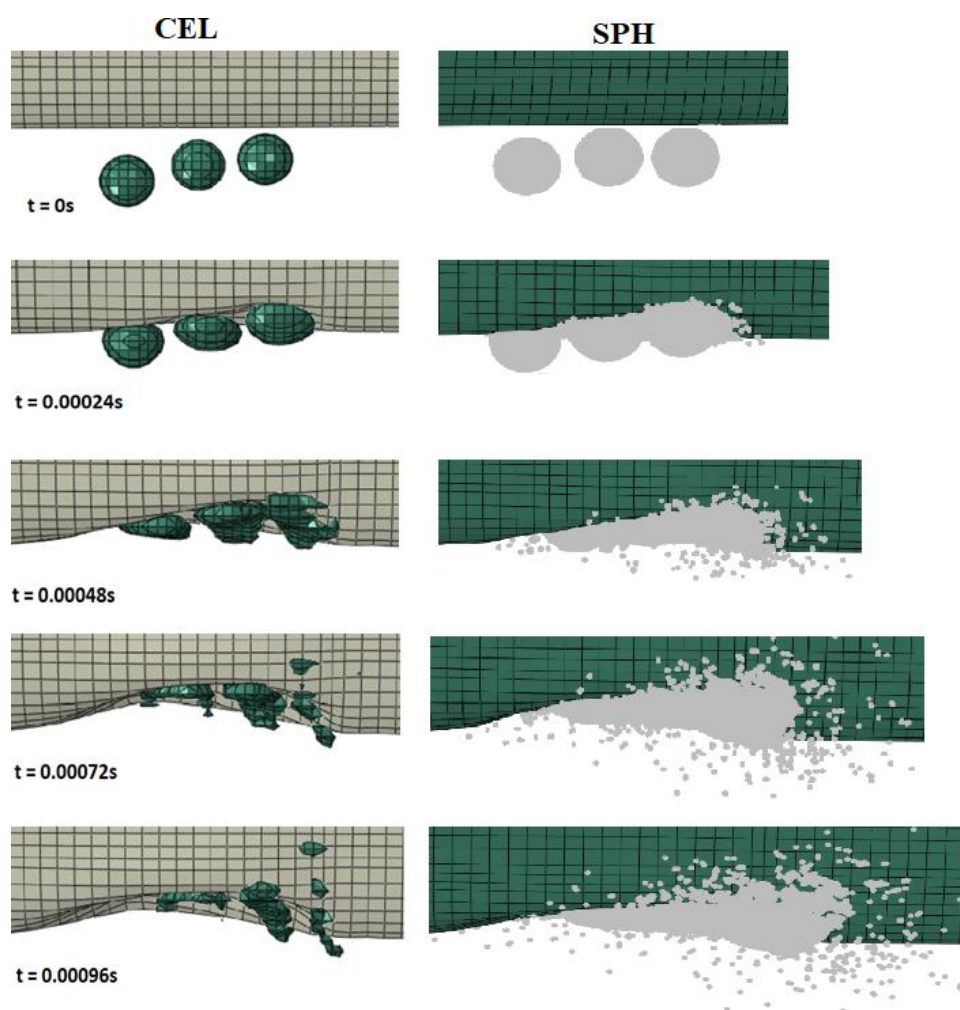
Obje metode prikazuju popuštanje gornje oplata i pomoćnog rebra. SPH metoda prikazuje veća naprezanja (slika 48.) i vrijednosti ekvivalentnih plastičnih deformacija (slika 49.) što rezultira i puno većim udubljenjem na gornjoj oplati, kako prikazuje slika 50. U tablici 14. su prikazani rezultati ukupnog pomaka istog čvora na oplati gornjake s najvećim pomakom i maksimalnih vrijednosti ekvivalentnih plastičnih deformacija.

Tablica 14 Usporedba rezultata udara u pomoćno rebro

Simulacija	Kinetička energija [J]	Ukupni pomak [cm]	Max. PEEQ [%]
CEL-110-PR-JC	12520.1	5.83	26.4
SPH-110-PR-JC	12355.2	7.01	32.8

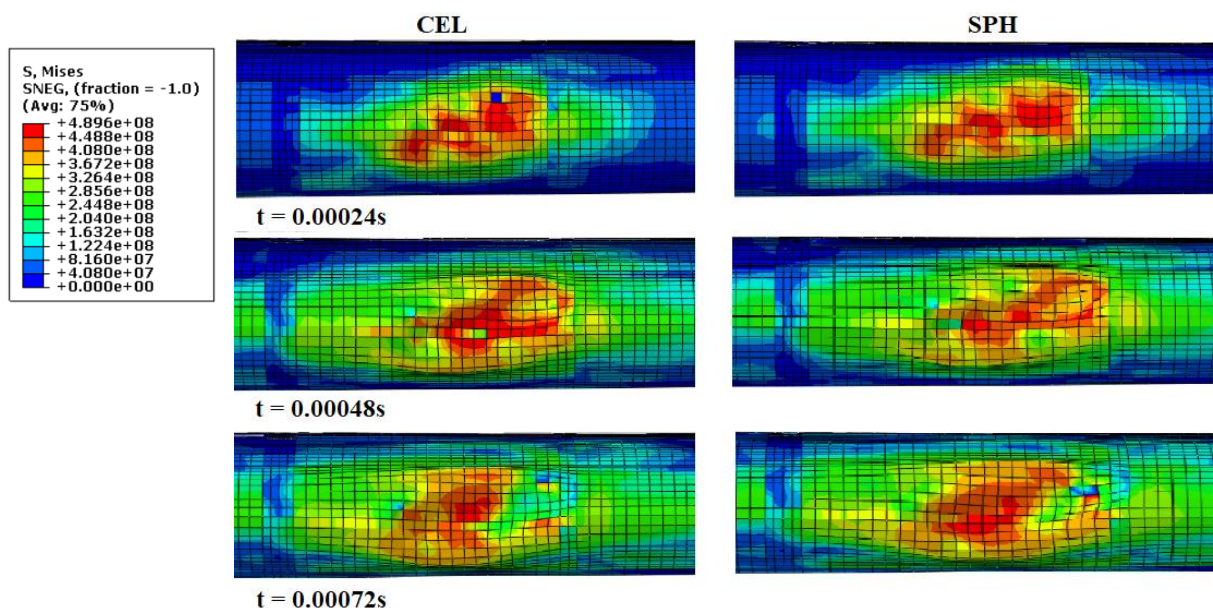
4.4.1.10. Simulacije CEL-50 i SPH-50

Na slici 51. je prikazan udar s tri udarača leda promjera 50 mm između glavnog i pomoćnog rebra primjenom CEL i SPH metode. Kod udara leda promjera 110 mm najveća oštećenja na konstrukciji su nastala u tom slučaju te je iz tog razloga za udar s više udarača odabrana ta pozicija. U ovom slučaju ne dolazi do proboja oplata već samo do njezina udubljenja.



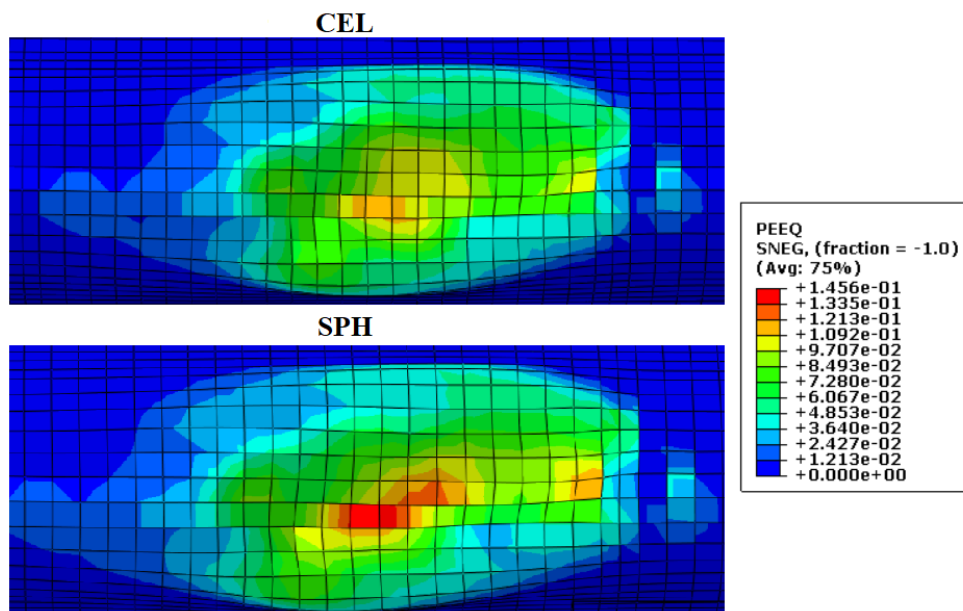
Slika 51 Prikaz udara simulacije CEL-50

Na slici 52. je prikazana raspodjela vrijednosti naprezanja na gornjoj oplati. Vrijednosti naprezanja u ovom slučaju su manja u usporedbi kod slučaja udara jednog udarača gdje su maksimalne vrijednosti iznosile oko 544 MPa.

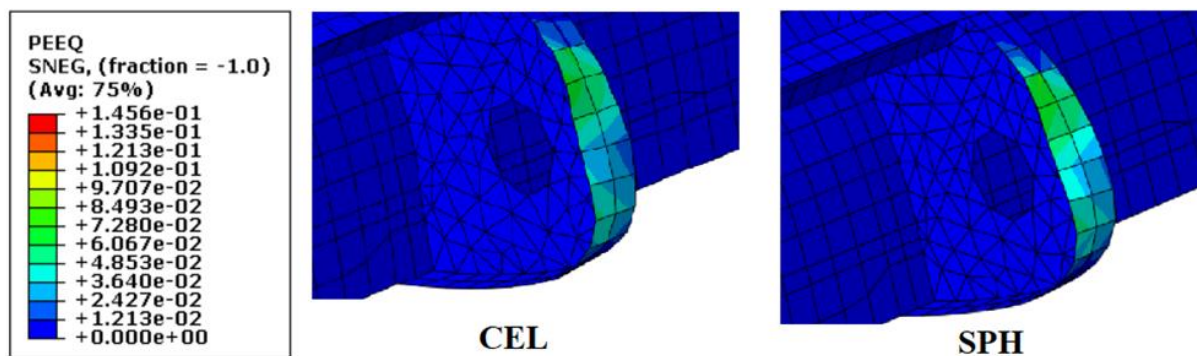


Slika 52 Naprezanje po von Misesu [Pa] za simulaciju CEL-50 i SPH-50

Kako je vidljivo na slici 53. u ovom slučaju nije došlo do proboja gornje oplata i maksimalne vrijednosti ekvivalentnih plastičnih deformacija su najveće kod SPH metode i iznose oko 14.5%.



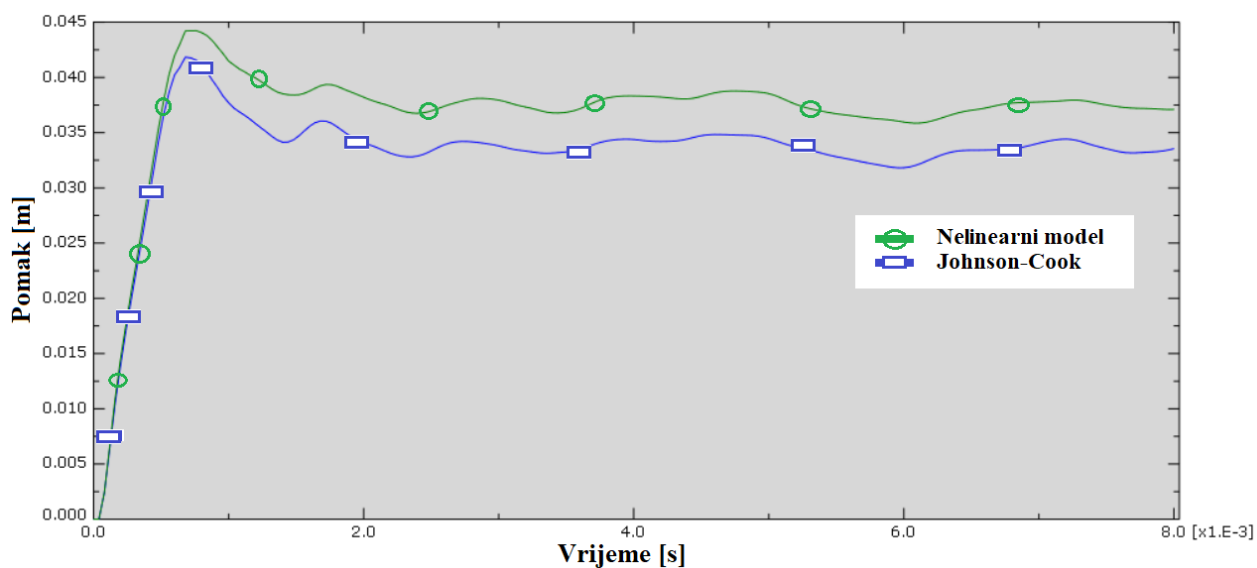
Slika 53 Ekvivalentna plastična deformacija [-] na gornjoj oplati za udar s tri udarača ($t=0.0034s$)



Slika 54 Ekvivalentna plastična deformacija [-] za pomoćno rebro za udar s tri udarača ($t=0.0034$ s)

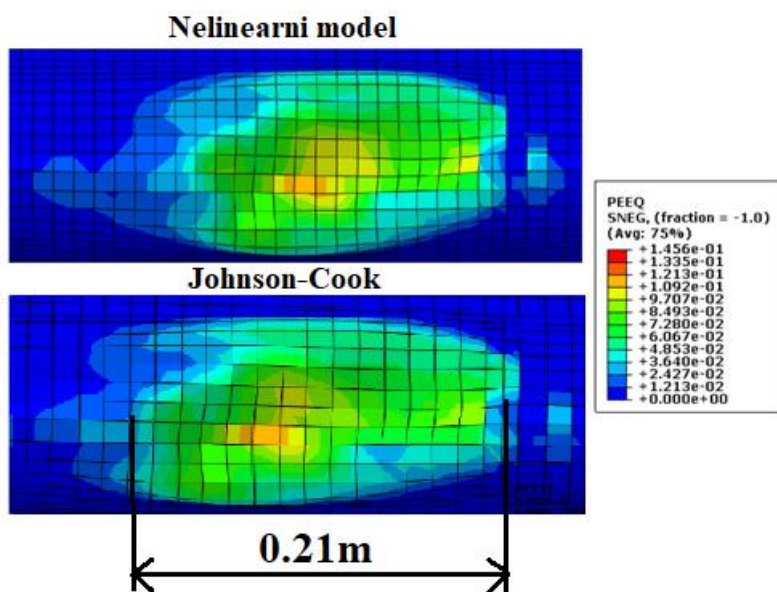
U slučaju udara s tri udarača između glavnog i pomoćnog rebra nije došlo do popuštanja konstrukcije, već samo do udubljenja gornje oplata i oštećenja na pomoćnom rebro. Kao i u prethodnim slučajevima SPH analiza prikazuje veće vrijednosti naprezanja (slika 52.) i ekvivalentnih plastičnih deformacija (slika 54.).

4.4.1.11. Simulacija CEL-50-JC



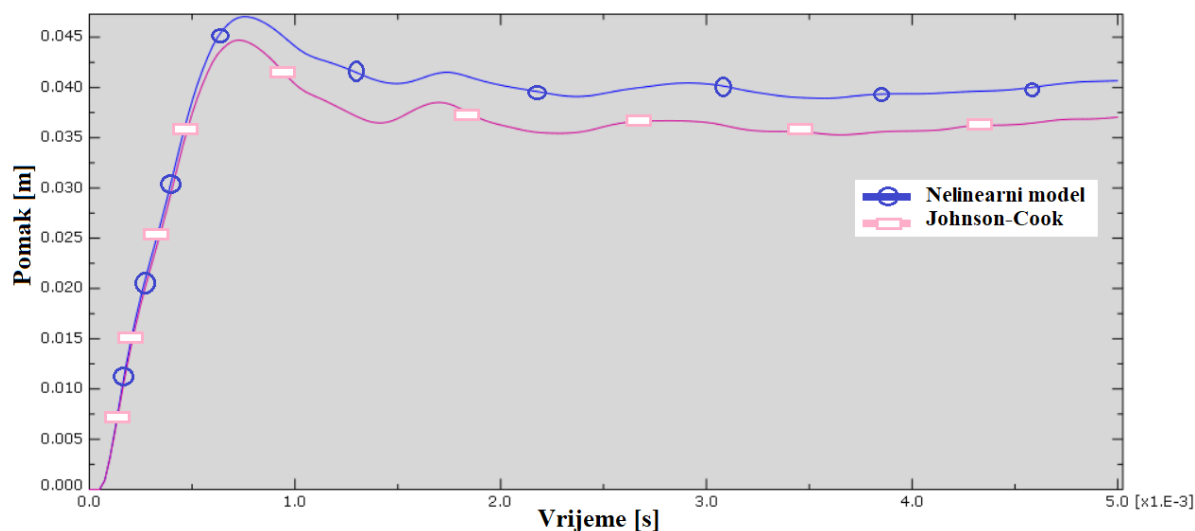
Slika 55 Ukupni pomak čvora na oplati s najvećim pomakom - CEL-50(-JC)

Na slici 55. je vidljivo da kod Johnson-Cook modela je udubljenje oplata za oko 3 mm manje u usporedbi s nelinearnim modelom, a vrijednosti ekvivalentnih plastičnih deformacija su sličnih iznosa (slika 56.).



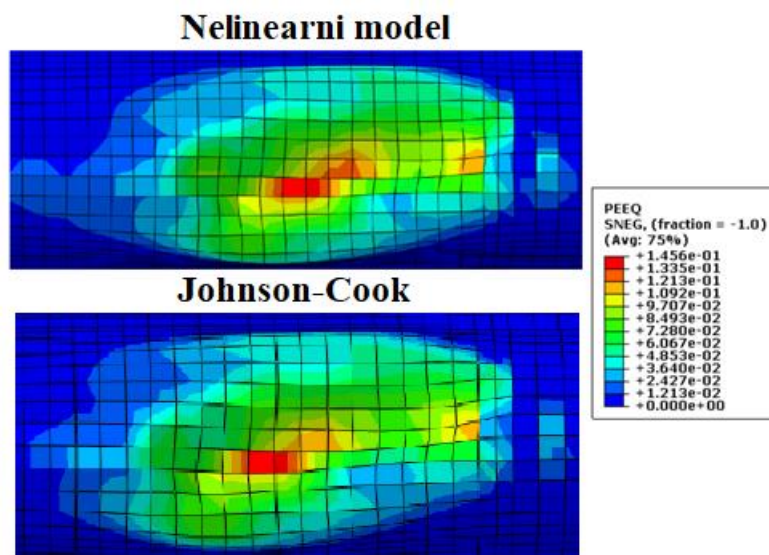
Slika 56 Ekvivalentne plastične deformacije [-] na gornjoj oplati - CEL-50(-JC) ($t=0.0034$ s)

4.4.1.12. Simulacija SPH-50-JC



Slika 57 Ukupni pomak čvora na oplati s najvećim pomakom - SPH-50(-JC)

Kao i kod CEL analize Johnson-Cook model prikazuje manje udubljenje na oplati gornjake, ali u ovom slučaju razlika je veća, i ona iznosi oko 5 mm (slika 57.). Raspodjela vrijednosti ekvivalentnih plastičnih deformacija su slična kao i kod nelinearnog modela (slika 58.) uz nešto niže vrijednosti Johnson-Cook modela.



Slika 58 Ekvivalentna plastična deformacija [-] na gornjoj oplati - SPH-50(-JC) ($t=0.0034$ s)

4.4.1.13. Usporedba rezultata simulacija udara s tri komada leda

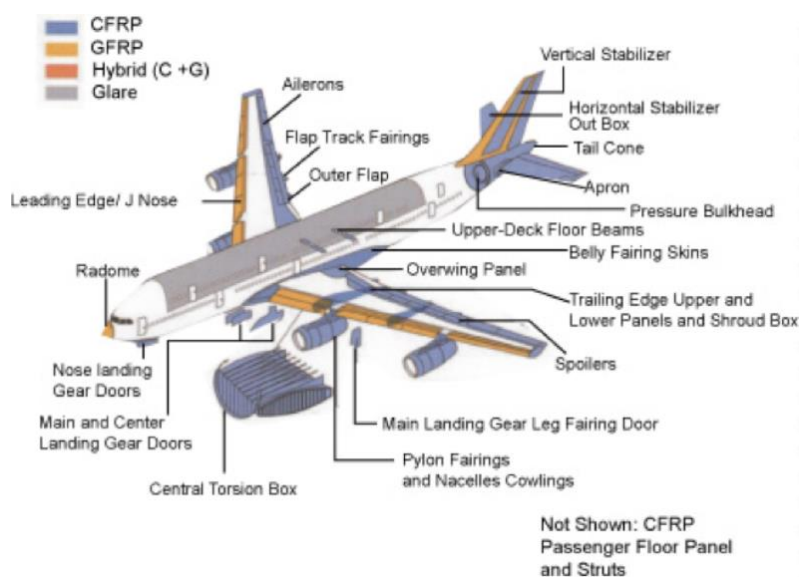
U slučaju u kojem je udar uzrokovan s 3 komada leda promjera 50 mm nije došlo do proboja oplata za razliku od slučaja s jednim udaračem promjera 110 mm. SPH metoda je i u ovim analizama prikazivala veće razine oštećenja kako je vidljivo u tablici 15. Razlika u udubljenju oplata gornjake između SPH i CEL analize se kreće oko 3 mm, što se i očituje na vrijednostima ekvivalentnih plastičnih deformacija. Stvarna početna kinetička energija u slučaju udara s tri udarača iznosi 3534.3 J. SPH metoda i u ovom slučaju ima veće odstupanje od stvarne vrijednosti kinetičke energije, ali kao i kod udara s jednim udaračem ostvaruje veća oštećenja na konstrukciji pretkrilca.

Tablica 15 Usporedba rezultata simulacija s 3 komada leda

Simulacija	Kinetička energija [J]	Odstupanje od stvarne početne kinetičke energije [%]	Ukupni pomak [cm]	Max. PEEQ [%]
CEL-50	3529.12	0.0015	3.68	11.9
CEL-50-JC	3529.12	0.0015	3.32	12.0
SPH-50	3510.84	0.0066	4.06	14.56
SPH-50-JC	3510.84	0.0066	3.57	14.82

5. NUMERIČKE SIMULACIJE – UDAR U KOMPOZITNU KONSTRUKCIJU PRETKRILCA

Kompozitne materijale odlikuje velika specifična krutost i čvrstoća u usporedbi s konvencionalnim metalnim legurama. Te karakteristike ih čine poželjnim za uporabu u zrakoplovnim konstrukcijama putničkih zrakoplova kod kojih je vječiti prioritet smanjenje mase konstrukcije. Dok kompoziti pružaju zadovoljavajuće karakteristike kad su podvrgnuti opterećenju u svojoj ravnini, podložni su oštećenjima kod opterećenja izvan njihove ravnine poput udarnih opterećenja. Zbog toga kompoziti do sada nisu upotrebljavani na napadnim površinama zrakoplova gdje prijeti opasnost od udara ptica, leda ili drugih stranih tijela. Zrakoplov Airbus A380 je prvi veliki putnički zrakoplov koji na takvim površinama koristi kompozitne materijale (slika 59.).



Slika 59 Upotreba kompozitnih materijala u Airbus A380 [5]

Kako je vidljivo na slici 59. napadni bridovi A380 su napravljeni od kompozita s pletenim staklenim vlaknima (eng. GFRP - *Glass Fiber Reinforced Plastic*). Zbog toga su odgovarajući dijelovi numeričkog modela metalog pretkrilca A320 zamijenjeni sa GFRP-om kako bi se napravila usporedba s dosadašnjim rezultatima.

5.1. Materijalni model kompozitnog pretkrilca

Pretkrilce Airbus A380 je izrađeno od kompozita s pletenim vlaknima, a za tu vrstu materijala u Abaqus-u ne postoji kriterij popuštanja. Nadalje, potpuni podaci o mehaničkim svojstvima tog kompozita su nedostupni, te su iz navedenih razloga korištena svojstva za kompozit sa staklenim vlaknima prema literaturi [18]. Radi se od jednousmjerenim kompozitnim slojevima s epoksidnom smolom i E-staklenim vlaknima. U tablici 16. su prikazana mehanička svojstva jednog sloja.

Tablica 16 Mehanička svojstva GFRP-a [18]

E_1 [GPa]	E_2 [GPa]	ν_{12} [-]	G_{12} [GPa]	G_{13} [GPa]	G_{23} [GPa]
45.911	16.332	0.249	5.043	5.043	3.591

Tablica 17 Parametri čvrstoće za GFRP [18]

X_t [MPa]	X_c [MPa]	Y_t [MPa]	Y_c [MPa]	S [MPa]
1280	800	40	145	73

Zbog svoje građe, popuštanje kod kompozita je puno složenije nego kod izotropnih materijala. Popuštanje se može odviti na više različitih načina, a najčešće se razmatraju slučajevi:

- lom matrice,
- pucanje vlakana,
- izvlačenje vlakana,
- delaminacija [19].

Kod laminata postoji više različito usmjerenih slojeva koji su sačinjeni od najmanje dvije komponente. Iz tog razloga se kriteriji popuštanja uvijek postavljaju za jedan sloj gdje su naprezanja definirana u glavnom materijalnom sustavu. Za postavljanje kriterija popuštanja potrebno je poznavati 5 parametara čvrstoće ili dopuštenih deformacija jednog sloja [19]. U Abaqus-u su definirani parametri čvrstoće:

- X_t vlačna čvrstoća u pravcu vlakana,
- X_c tlačna čvrstoća u pravcu vlakana,
- Y_t vlačna čvrstoća okomito na pravac vlakana,
- Y_c tlačna čvrstoća okomito na pravac vlakana,
- S smična čvrstoća,

čije vrijednosti za korišteni kompozit se nalaze u tablici 17.

5.1.1. Hashin-ov kriterij popuštanja

Hashin-ov kriterij popuštanja je namijenjen za jednousmjerene kompozitne slojeve i definiran je preko parametara čvrstoće. Kriterij razlikuje četiri načina popuštanja [9]:

- Popuštanje vlakana kod vlačnog naprezanja

$$\left(\frac{\hat{\sigma}_{11}}{X_t}\right)^2 + \frac{\hat{\tau}_{12}^2}{S^2} < 1 \quad (6)$$

- Popuštanje vlakana kod tlačnog naprezanja

$$\left(\frac{\hat{\sigma}_{11}}{X_c}\right)^2 < 1 \quad (7)$$

- Popuštanje matrice kod vlačnog naprezanja

$$\left(\frac{\hat{\sigma}_{22}}{Y_t}\right)^2 + \frac{\hat{\tau}_{12}^2}{S^2} < 1 \quad (8)$$

- Popuštanje matrice kod tlačnog naprezanja

$$\left(\frac{\hat{\sigma}_{22}}{2S}\right)^2 + \left[\left(\frac{Y_c}{2S}\right) - 1\right] \frac{\hat{\sigma}_{22}}{Y_c} + \left(\frac{\hat{\tau}_{12}}{S}\right)^2 < 1 \quad (9)$$

i ako su apsolutni iznosi jednadžbi (6) do (9) manji od 1 kriterij nije zadovoljen, tj. kompozit nije popustio, dok vrijednost 1 predstavlja inicijaciju oštećenja i zadovoljavanje kriterija. Vrijednosti naprezanja $\hat{\sigma}_{ij}$ u jednadžbama od (6) do (9) odnose se na članove efektivnog tenzora naprezanja, kojima je definirano stanje naprezanja u oštećenom materijalu. Efektivni tenzor naprezanja definiran je preko operatora oštećenja \mathbf{M} prema jednadžbama (10) i (11).

$$\hat{\sigma} = \mathbf{M}\sigma \quad (10)$$

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} \frac{1}{(1 - d_f)} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{(1 - d_m)} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{(1 - d_s)} \end{bmatrix} \quad (11)$$

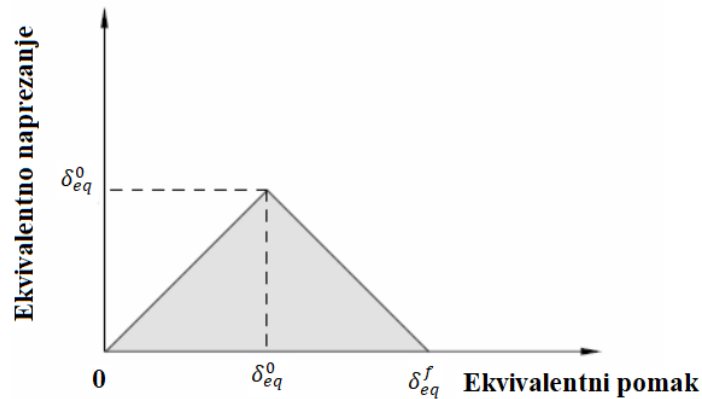
U jednadžbi (11), d_f predstavlja parametar oštećenja vlakana, d_m je parametar oštećenja matrice, a d_s parametar posmičnog oštećenja. Iznosi parametara oštećenja ovise o načinu opterećenja, pa je

$$d_f = \begin{cases} d_f^t, & \text{za } \hat{\sigma}_{11} \geq 0 \\ d_f^c, & \text{za } \hat{\sigma}_{11} < 0 \end{cases}, \quad (12)$$

$$d_m = \begin{cases} d_m^t, & \text{za } \hat{\sigma}_{22} \geq 0 \\ d_m^c, & \text{za } \hat{\sigma}_{22} < 0 \end{cases}, \quad (13)$$

$$d_s = -(1 - d_f^t)(1 - d_f^c)(1 - d_m^t)(1 - d_m^c). \quad (14)$$

Prije nastupanja oštećenja vrijednost operatora oštećenja jednaka je jedinici, pa je prema jednadžbi (10) $\hat{\sigma} = \sigma$. Kvalitativni Hookeov dijagram za vlaknima ojačane kompozite prikazan je slikom 60. Lijevi dio dijagrama, odnosno pravac s pozitivnim koeficijentom smjera odnosi se na linearno elastično ponašanje do trenutka nastajanja oštećenja. Površina ispod krivulje ovog dijagrama predstavlja vrijednost potrošene energije.



Slika 60 Hooke-ov dijagram za tipičan vlaknima ojačan kompozit [9]

Nakon nastupanja oštećenja će se parametri oštećenja mijenjati tako da se dobije pravac s negativnim koeficijentom smjera s dijagrama na slici 60. Nakon nastupanja oštećenja parametri oštećenja određenog načina popuštanja poprimaju vrijednosti prema jednadžbi (15), čime se postiže pravac s negativnim koeficijentom pravca.

$$d = \frac{\delta_{eq}^f (\delta_{eq}^f - \delta_{eq}^0)}{\delta_{eq} (\delta_{eq}^f - \delta_{eq}^0)} \quad (15)$$

U jednadžbi (15) je sa δ_{eq}^0 označen ekvivalentni pomak pri kojem nastaje oštećenje, a sa δ_{eq}^f je označen ekvivalentni pomak potpunog popuštanja sloja po jednom od četiri načina popuštanja.

5.2. Model kompozitnog pretkrilca

Jedan od glavnih razloga implementacije kompozitnih materijala u zrakoplovne konstrukcije putničkih zrakoplova je smanjenje ukupne mase, ostvarujući time manju potrošnju goriva, veći dolet ili povećanje korisnog tereta. Zamjenom konvencionalnih aluminijskih konstrukcija s kompozitnim materijalima u prosjeku se postiže ušteda mase od 20% [20]. S tim ciljem se u ovom radu izradila zamjena aluminijskih dijelova konstrukcije pretkrilca sa GFRP kompozitom. Dijelovi konstrukcije metalnog pretkrilca koji su zamijenjeni s kompozitnim materijalom su gornja i donja oplata, te prednja uzdužnica, a njihove debljine su 2.1 mm, 1.9 mm i 1.8 mm. Glavna i pomoćna rebra su zadržala mehanička svojstva aluminijskih legura.

Ako bi se zamjena materijala napravila uz zadržavanje istih debljina elemenata konstrukcije ostvarila bi se ušteda u masi i više od 35% pošto je razlika u gustoćama između Al2024-T42 ($\rho=2780 \text{ kg/m}^3$) i GFRP-a ($\rho=1800 \text{ kg/m}^3$) relativno velika. Kako ušteda od 20% mase zadovoljava današnje standarde, odlučeno je da će se debljina kompozitnih dijelova povećati do granice gdje se na tim dijelovima okvirno ostvaruje tolika ušteda u masi. U tablici 18. se nalaze nove debljine dijelova konstrukcije zamijenjenih sa GFRP-om zajedno s brojem slojeva i njihovim usmjerenjima. Orijentacije slojeva se mjere u odnosu na uzdužnu os pretkrilca, a prema [19], debljina jednog kompozitnog sloja GFRP-a je 0.26mm. Ukupna masa numeričkog modela metalne konstrukcije je iznosila 24.96 kg, dok ukupna masa kompozitnog modela iznosi 20.03 kg. Time se ostvarila ušteda u ukupnoj masi konstrukcije pretkrilaca od 8.0%.

Tablica 18 Rasporedi slojeva kompozitne konstrukcije pretkrilca

Element	Ukupna debljina [mm]	Broj slojeva	Orijentacija slojeva [21]
Gornjaka	2.6	10	[45/0/90/0/45] _s
Donjaka	2.34	9	[45/0/-45/90/45/90/-45/0/45]
Uzdužnica	2.34	9	[45/0/-45/90/45/90/-45/0/45]

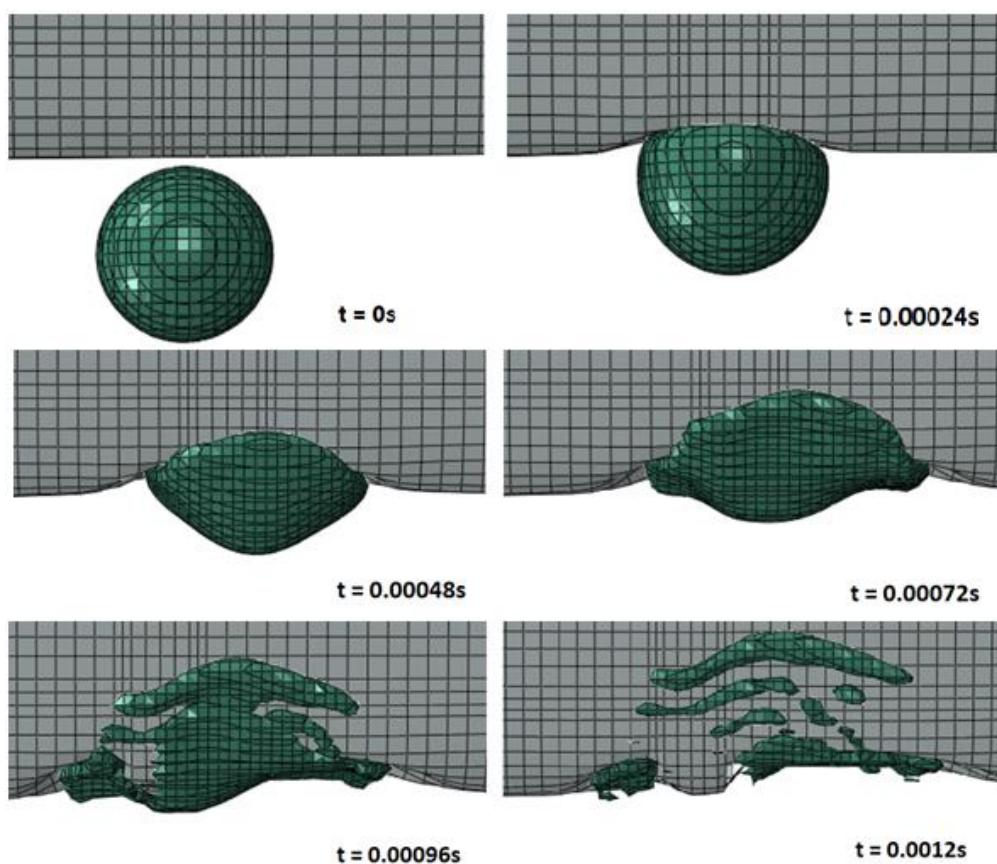
5.3. Simulacije udara u kompozitnu konstrukciju

Simulacije udara u kompozitnu konstrukciju pretkrilca su provedene uz iste početne i rubne uvjete kao i kod simulacija udara u metalnu konstrukciju (poglavlje 4.4.). Također, identifikacija simulacija je ostala ista, osim dodatka '-komp' koji označuje kompozitnu konstrukciju. U usporedbi rezultata simulacija udara u metalnu konstrukciju zaključuje se da CEL i SPH analiza pokazuju iste razine popuštanja materijala uz nešto više razine oštećenja kod SPH analize. Iz tog razloga i radi uštede vremena zbog dugog trajanja simulacija, simulacije udara u kompozitno krilo su izrađene samo upotrebom CEL metode.

5.3.1. Rezultati simulacija udara u kompozitnu konstrukciju

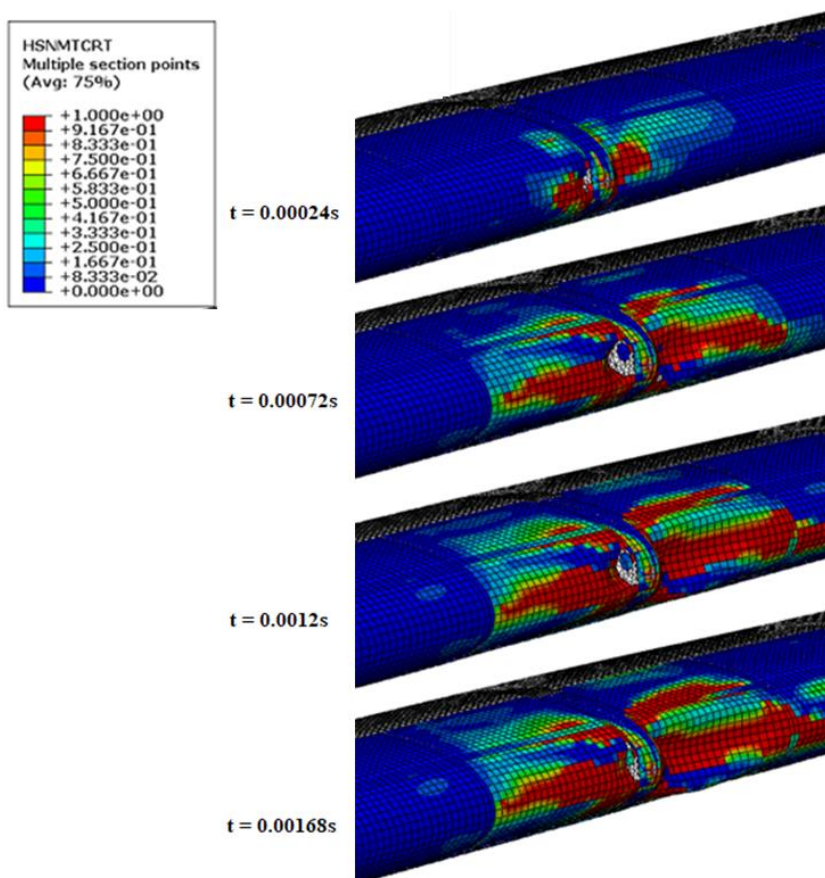
5.3.1.1. Simulacija CEL-110-GR-komp

Na slici 61. je dan prikaz udara jednog udarača promjera 110 mm u glavno rebro kompozitne konstrukcije pretkrilca upotrebom CEL metode. U usporedbi s metalnom konstrukcijom u ovom slučaju dolazi do proboja oplata na spojevima s glavnim rebrom.



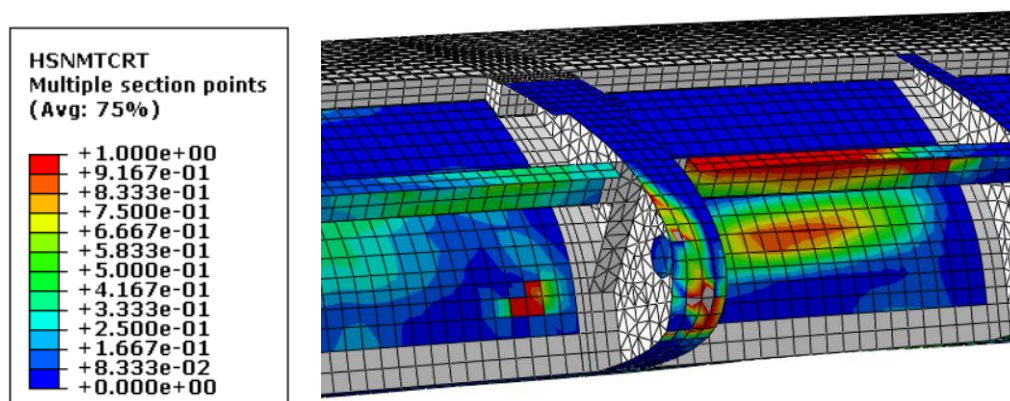
Slika 61 Prikaz udara simulacije CEL-110-GR-komp

Na slici 62. su prikazane vrijednosti Hashin-ovog kriterija popuštanja matrice pri vlačnom opterećenju na oplati gornjake. Prikazane su najveće vrijednosti kriterija promatrajući kroz cijelu debljinu oplata, tj. cijeli kompozit.

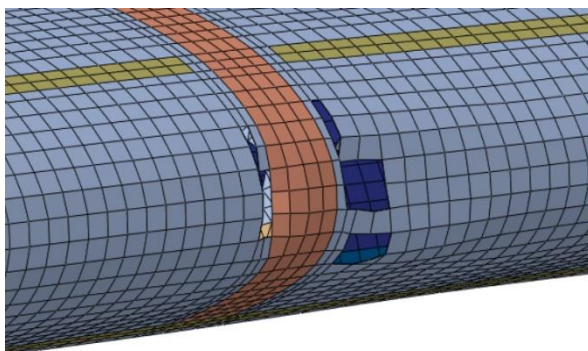


Slika 62 Vrijednosti indeksa Hashin-ovog kriterija popuštanja matrice pri vlačnom opterećenju za simulaciju CEL-110-GR-komp

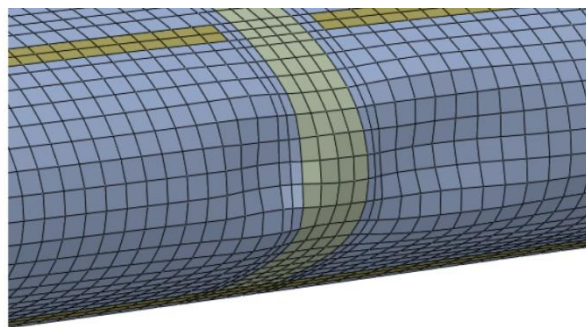
Na oplati gornjake dolazi do proboja leda na spoju glavnog rebra i oplata, nakon čega materijal leda udara u unutrašnje dijelove konstrukcije i oštećuje prednju uzdužnicu i donju oplatu kako je vidljivo na slici 63.



Slika 63 Vrijednosti indeksa Hashin-ovog kriterija popuštanja matrice pri vlačnom opterećenju - prikaz bez gornje oplata-CEL-110-GR-komp (t=0.00168 s)



Kompozitna konstrukcija (GFRP)



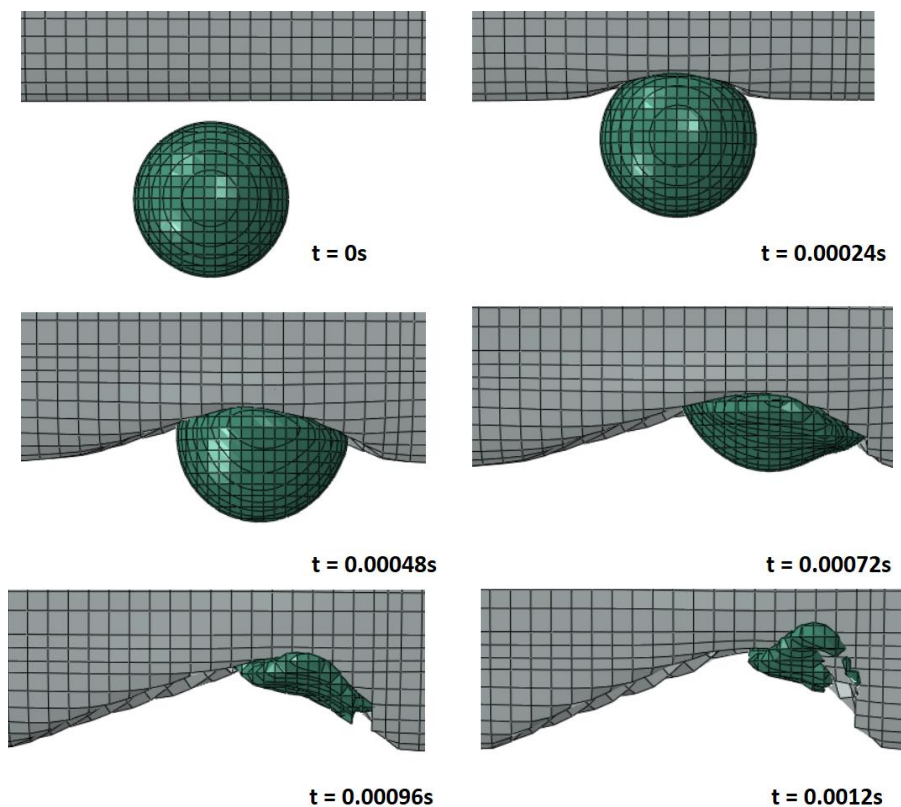
Metalna konstrukcija (Al2024-T42)

Slika 64 Usporedba oštećenja kompozitne i metalne konstrukcije pretkrilca – udar u glavno rebro

Kod udara u glavno rebro metalne konstrukcije nije došlo do popuštanja za razliku kod udara u kompozitnu konstrukciju. Usporedba oštećenja između dvije konstrukcije je prikazana na slici 64.

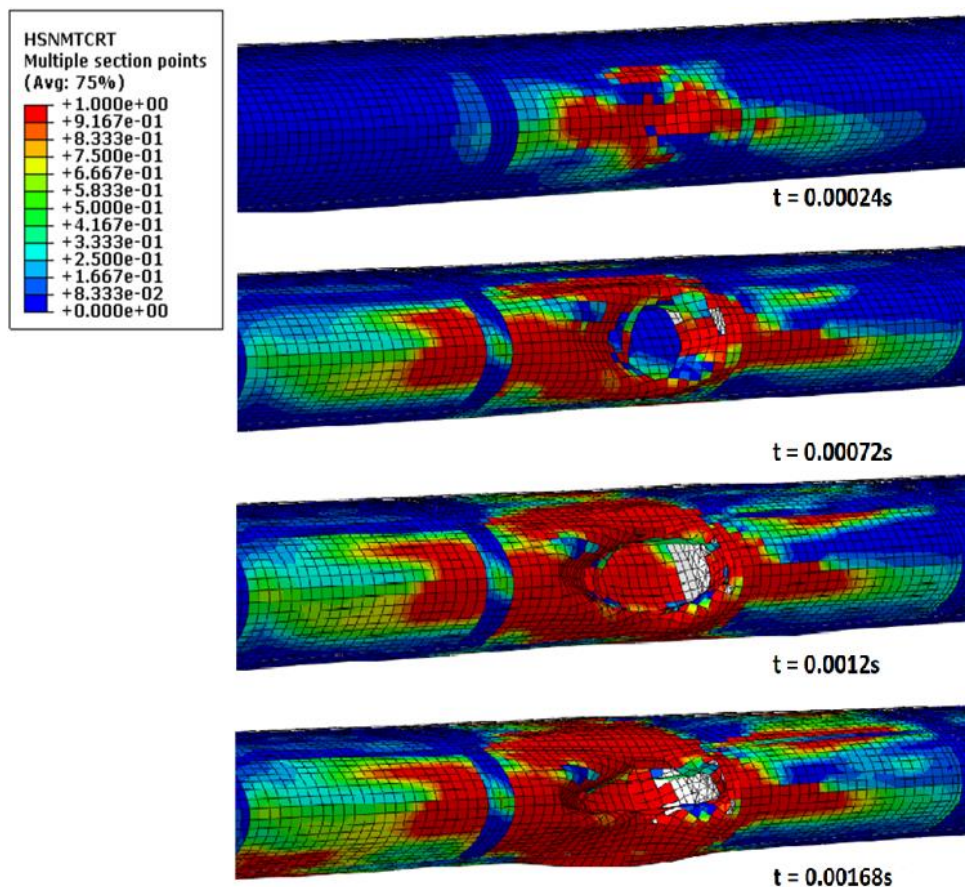
5.3.1.2. Simulacija CEL-110-IZ-komp

Na slici 65. je prikaz udara jednog udarača između glavnog i pomoćnog rebra u kompozitnu konstrukciju upotrebom CEL metode. Kao i kod metalne konstrukcije pri udaru između glavnog i pomoćnog rebra dolazi do proboja oplata, ali razina oštećenja je puno veća kod kompozitne.



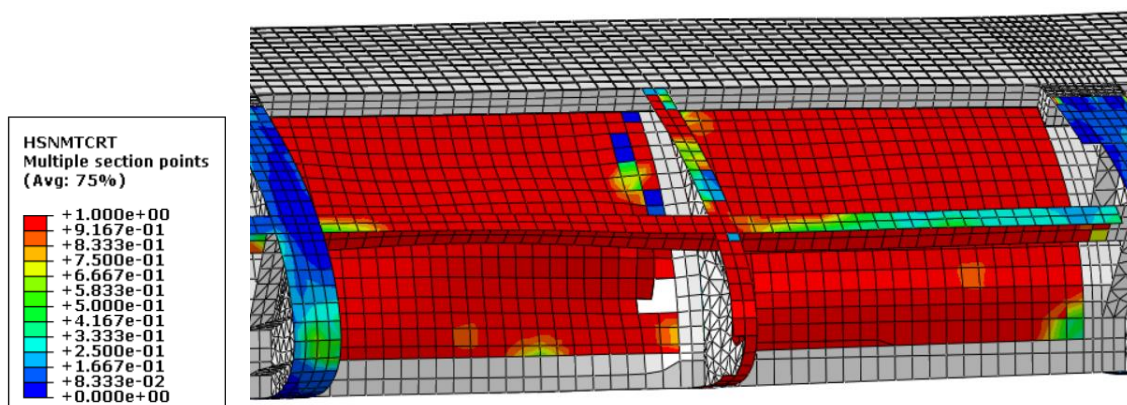
Slika 65 Prikaz udara simulacije CEL-110-IZ-komp

Na slici 66. je pokazana raspodjela vrijednosti Hashin-ovog kriterija popuštanja matrice pri vlačnom opterećenju. Kao i u predhodnom slučaju odabran je taj kriterij jer poprima najveće iznose.

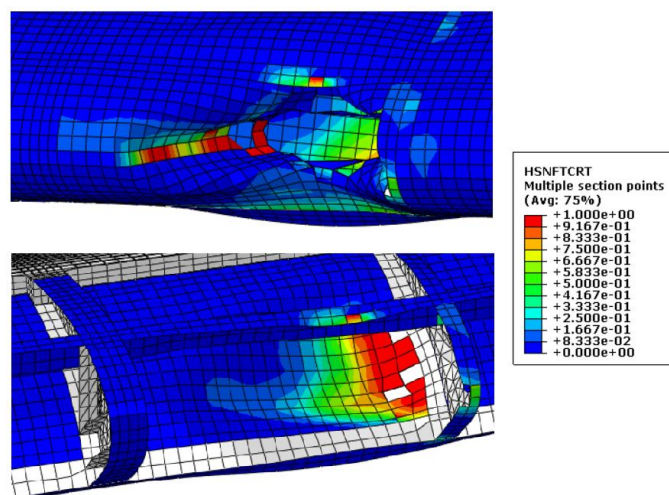


Slika 66 Vrijednosti indeksa Hashin-ovog kriterija popuštanja matrice pri vlačnom opterećenju za simulaciju CEL-110-IZ-komp

Na slici 67. se uočava i proboj leda kroz oplatu donjake i popuštanje prednje uzdužnice.



Slika 67 Vrijednosti indeksa Hashin-ovog kriterija popuštanja matrice pri vlačnom opterećenju - prikaz bez gornje oplata-CEL-110-IZ-komp ($t=0.00168$ s)

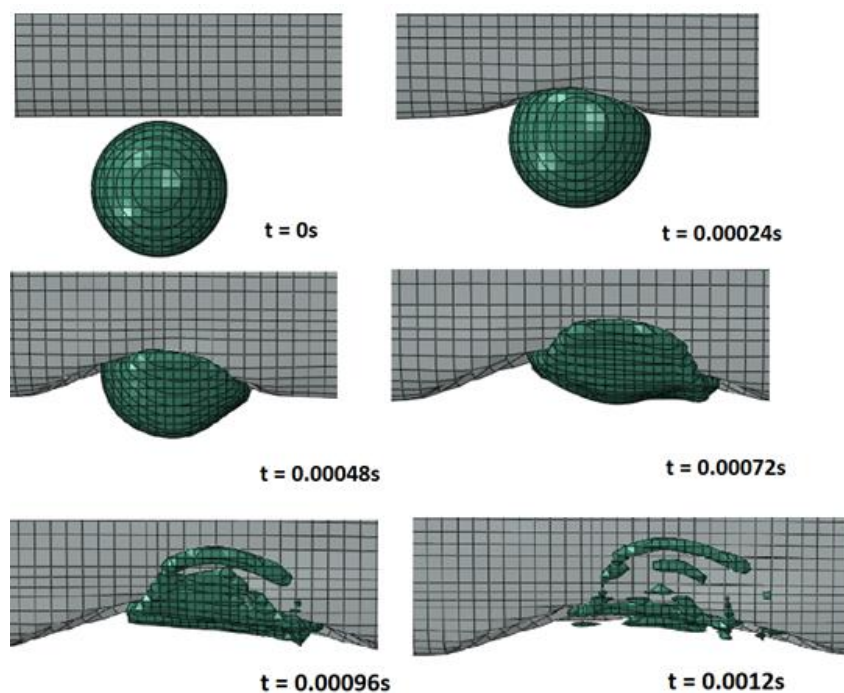


Slika 68 Vrijednosti indeksa Hashin-ovog kriterija popuštanja vlakna pri vlačnom opterećenju za simulaciju CEL-110-IZ-komp

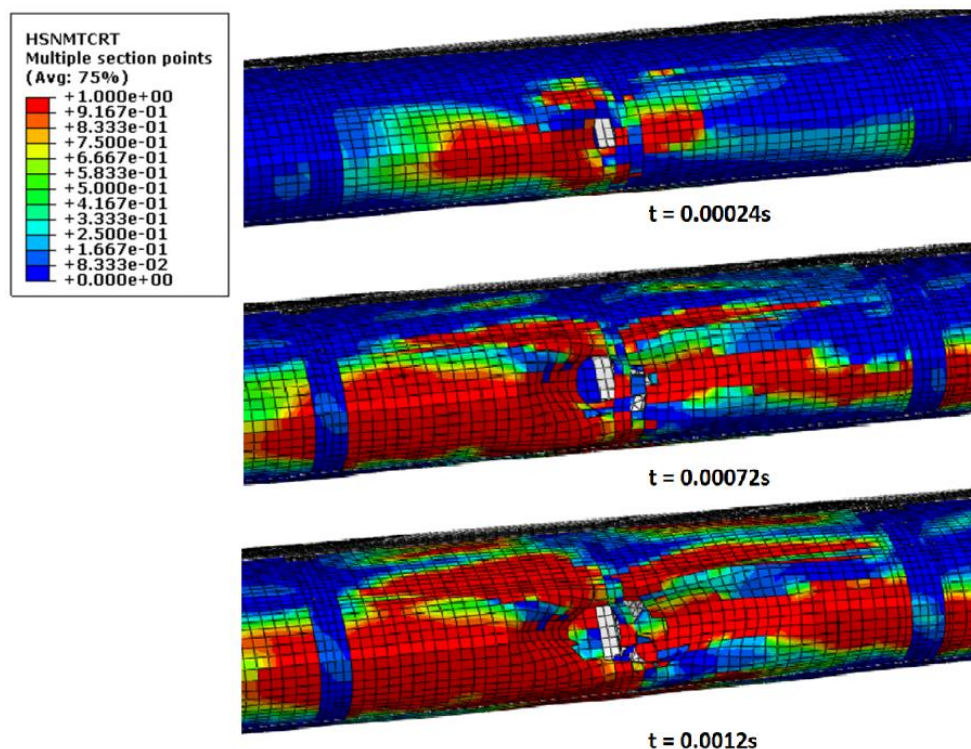
Popuštanje matrice pri vlačnom opterećenju je puno dominantnije u odnosu na popuštanje vlakana, koje je lokalizirano na područja kontakta leda i kompozitnog materijala.

5.3.1.3. Simulacija CEL-110-PR-komp

Prikaz udara jednog udarača u pomoćno rebro kompozitne konstrukcije je dan na slici 69. Kod metalne konstrukcije je također došlo do popuštanja pomoćnog rebra, ali i ne do proboja gornje oplata što je slučaj kod kompozitne konstrukcije.

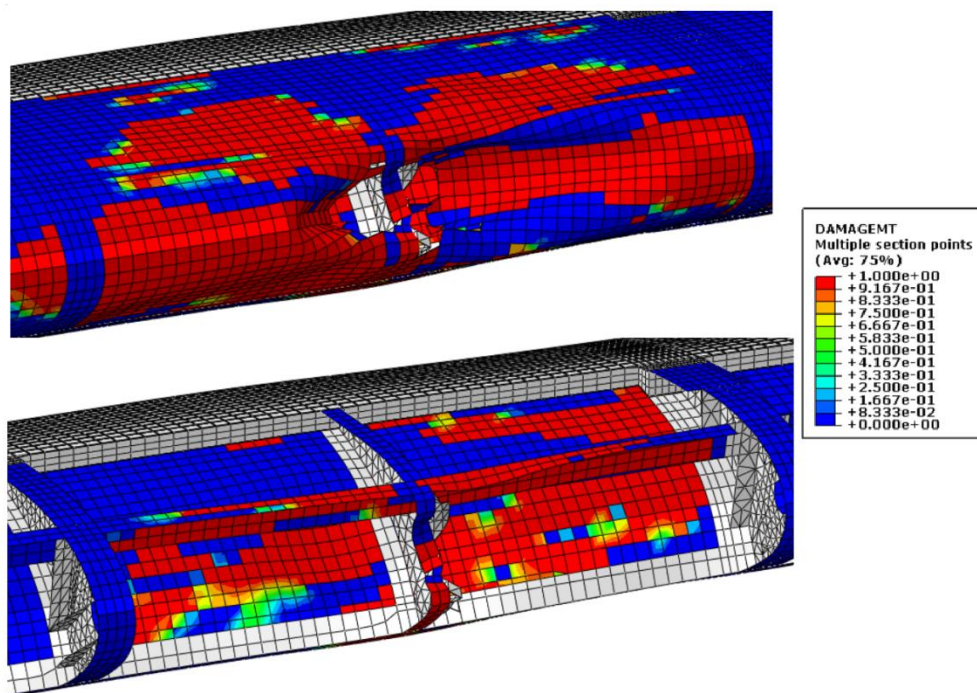


Slika 69 Prikaz udara simulacije CEL-110-PR-komp

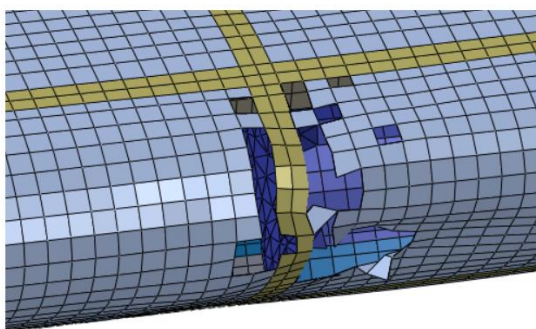


Slika 70 Vrijednosti indeksa Hashin-ovog kriterija popuštanja matrice pri vlačnom opterećenju za simulaciju CEL-110-PR-komp

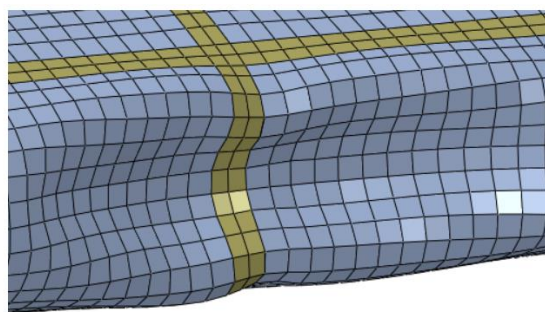
Na slici 70. je pokazana raspodjela vrijednosti Hashin-ovog kriterija popuštanja matrice pri vlačnom opterećenju. Razina oštećenja kod kompozitne konstrukcije je puno veća u odnosu na metalnu kod koje do probaja oplata nije došlo. Nakon proboja gornje oplata materijal leđa oštećuje unutarnje elemente konstrukcije kako je vidljivo na slici 71.



Slika 71 Vrijednosti parametra oštećenja vezanog uz oštećivanje matrice pri vlačnom opterećenju -CEL-110-PR-komp (t=0.00168 s)



Kompozitna konstrukcija (GFRP)



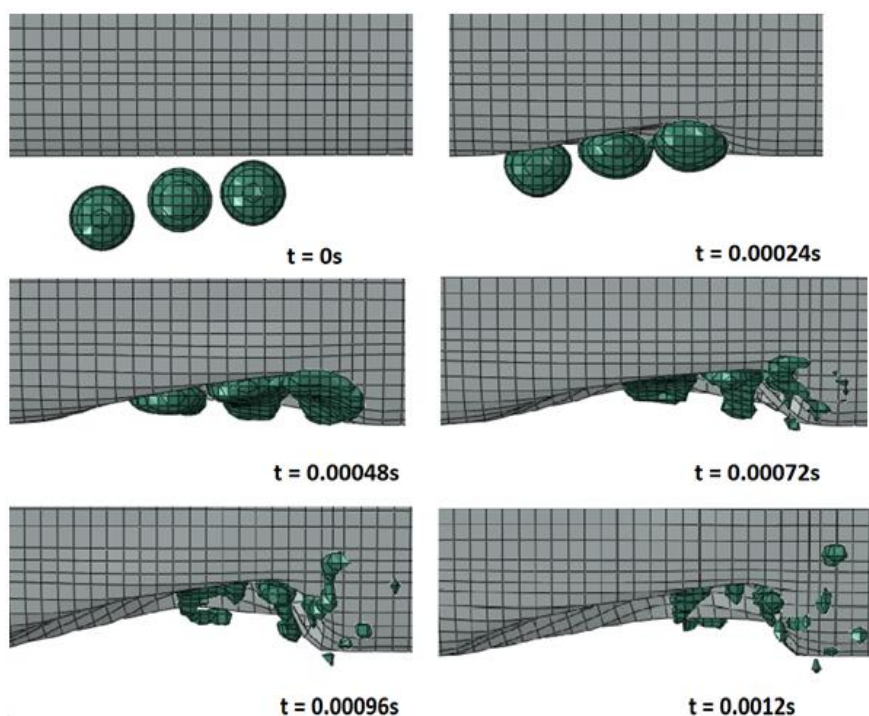
Metalna konstrukcija (Al2024-T42)

Slika 72 Usporedba oštećenja kompozitne i metalne konstrukcije pretkrilca – udar u pomoćno rebro

Na slici 71. je vidljivo da kod udara u pomoćno rebro dolazi do popuštanja rebra, uzdužnice i donje oplata. Prikazan je jedan od parametara Hashin-ovog kriterija oštećivanja kompozitnog materijala, kriterij vlačnog oštećenja matrice. Vrijednosti kriterija su maksimalne vrijednosti kroz cijelu debljinu kompozitnog sloja. Na slici 72. je prikazana usporedba oštećenja kod obje varijante konstrukcije pretkrilca.

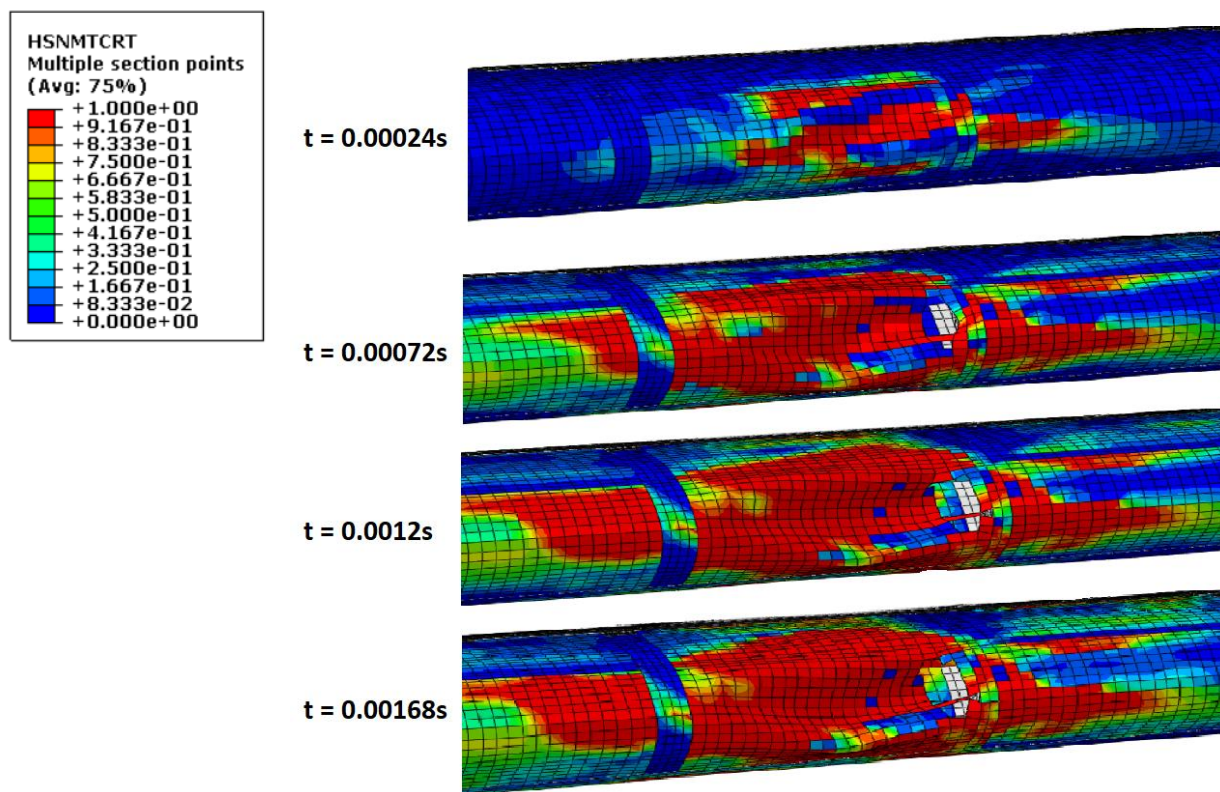
5.3.1.4. Simulacija CEL-50-komp

Slika 73. prikazuje udar s tri udarača između glavnog i pomoćnog rebra u kompozitnu konstrukciju pretkrilca.



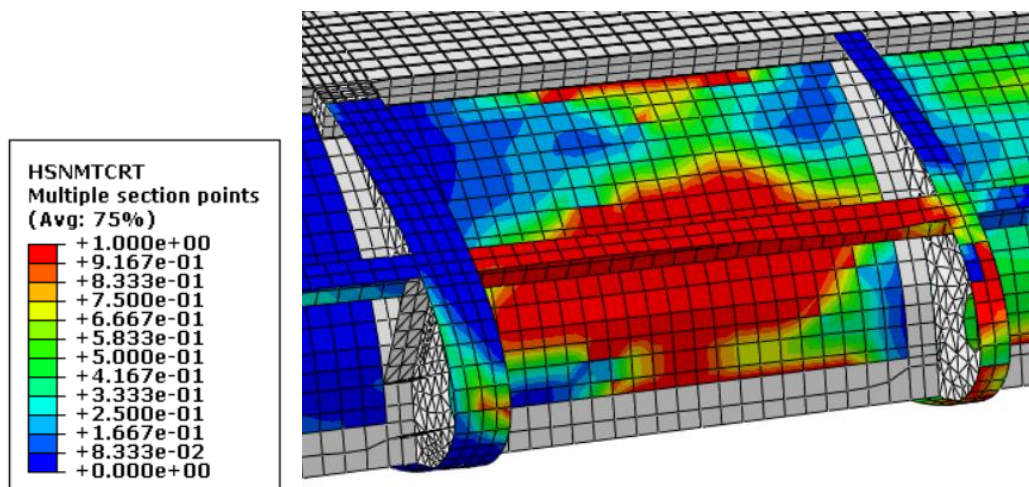
Slika 73 Prikaz udara simulacije CEL-50-komp

Kod udara s tri udarača u metalnu konstrukciju nije došlo do proboja gornje oplata što je slučaj kod kompozitne konstrukcije. Slika 74. prikazuje raspodjelu vrijednosti Hashin-ovog kriterija popuštanja matrice pri vlačnom opterećenju.

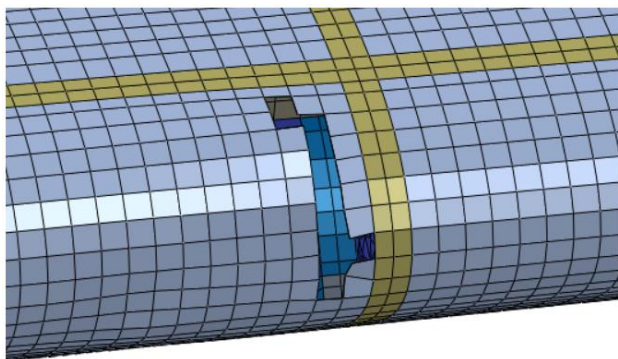


Slika 74 Vrijednosti indeksa Hashin-ovog kriterija popuštanja matrice pri vlačnom opterećenju za simulaciju - CEL-50-komp

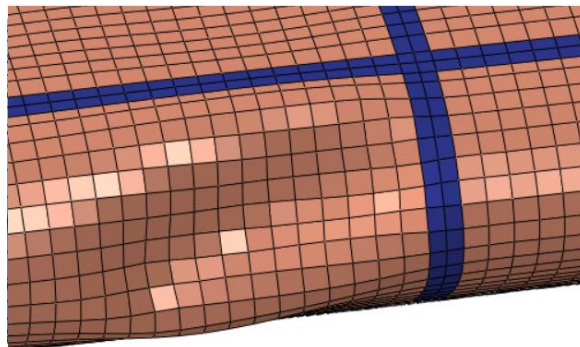
Oštećenja unutrašnjih elemenata kompozitne konstrukcije uzrokovana probojem leda prikazana su na slici 75.



Slika 75 Vrijednosti indeksa Hashin-ovog kriterija popuštanja matrice pri vlačnom opterećenju - prikaz bez gornje oplata - CEL-50-komp ($t=0.00168$ s)



Kompozitna konstrukcija (GFRP)

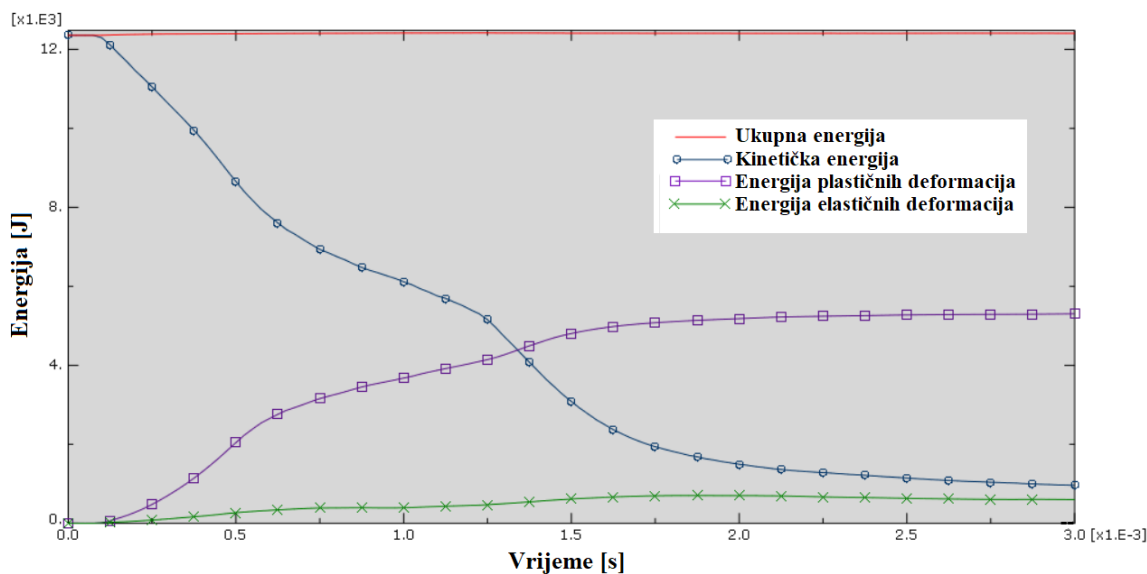


Metalna konstrukcija (Al2024-T42)

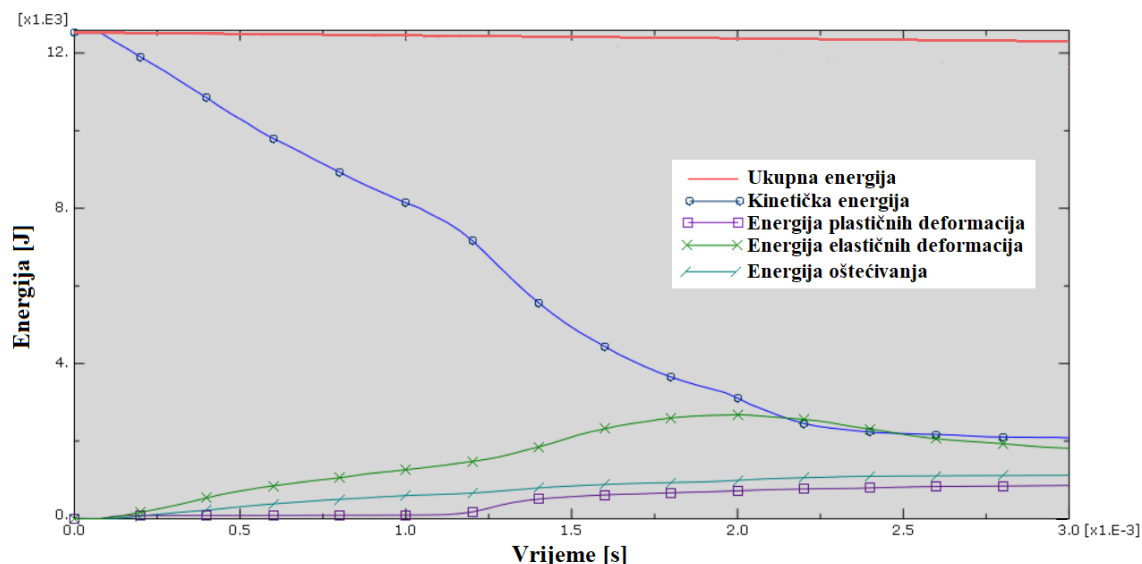
Slika 76 Usporedba oštećenja kompozitne i metalne konstrukcije pretkrilca – udar između glavnog i pomoćnog rebra

Na slikama s prikazanim vrijednostima indeksa Hashin-ovog kriterija odabran je kriterij popuštanja matrice kod vlačnog naprezanja jer je vlačno naprezanje dominantno kod svih simulacija udara, a popuštanje matrice se događa na puno većem području konstrukcije pretkrilca od popuštanja vlakana. U svim kriterijima su prikazane najveće vrijednosti kriterija promatrajući kroz cijelu debljinu oplate.

U svim razmatranim slučajevima je došlo do popuštanja konstrukcije. Kod simulacija udara u glavno rebro i udar s tri komada leda u metalnu konstrukciju nije došlo do proboja oplate, dok u kompozitnoj konstrukciji nakon proboja gornje oplate dolazi do popuštanja na uzdužnici i donjoj oplati. Veća oštećenja kompozitne konstrukcije opisuju i dijagrami disipacije energije koji su prikazani na slikama 77 i 78.

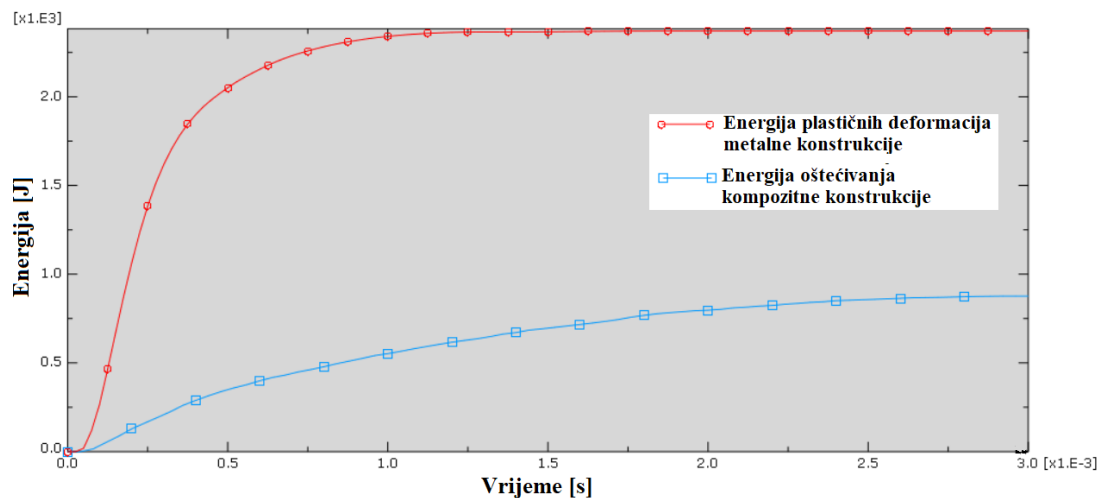


Slika 77 Dijagram energija za CEL-110-IZ-JC



Slika 78 Dijagram energija za CEL-110-IZ-komp

Na slici 77. je prikazan dijagram energija za simulaciju udara u metalnu konstrukciju između glavnog i pomoćnog rebra, a na slici 78. dijagram energija udara u kompozitnu konstrukciju između glavnog i pomoćnog rebra. Nakon proboja materijala leda kroz gornju oplatu kompozitne konstrukcije, udarač ima veću vrijednost kinetičke energije u usporedbi s metalnom konstrukcijom. Taj višak kinetičke energije uzrokuje veća oštećenja unutarnjih dijelova kompozitne konstrukcije pretkrilca. Kod metalne konstrukcije velik dio energije troši se na plastične deformacije dok se kod kompozitne konstrukcije samo manji dio troši energijom oštećivanja. U slučaju udara u glavno rebro kod metalne konstrukcije nije došlo do proboja oplata za razliku od kompozitne varijante, i razlog tomu je velika razlika između energije plastičnih deformacija kod metalne konstrukcije naspram energije oštećivanja kod kompozitne konstrukcije pretkrilca (slika 79.).



Slika 79 Dijagram usporedbe energija plastičnih deformacija i energije oštećivanja za udar u glavno rebro

6. ZAKLJUČAK

Materijalni model leda koji je korišten u numeričkim simulacijama može realno opisati ponašanje leda pri udaru s velikim brzinama. Prilikom validacije materijalnog modela dokazana je prednost CEL i SPH analize nad konvencionalnom Lagrange-ovom mrežom uspoređujući dobivene rezultate s rezultatima iz literature [2,3], te se preporučuje njihova upotreba u analizama s velikim brzinama deformacija. Obje analize prikazuju iste oblike popuštanja i oštećenja konstrukcije, ali SPH analiza daje nešto veće vrijednosti oštećenja. Važan segment u usporedbi dvaju analiza je i vrijeme procesiranja simulacija i SPH analiza tu ima veliku prednost. Vrijeme trajanja SPH analize je 5 puta kraće nego CEL analiza, i to bez korištenja paralelnog procesiranja za razliku od CEL analize. Iz navedenih razloga se za buduće analize preporučuje korištenje SPH metode.

Rezultati udara leda u konstrukciju pretkrilca prema naputcima iz EASA agencije pokazuju da udar leda može u velikoj mjeri oštetiti konstrukciju i dovesti u pitanje sigurnost leta. Razina oštećenja najviše će ovisiti o kinetičkoj energiji i mjestu udara, jer razmatrajući metalnu konstrukciju do popuštanja nije došlo samo u slučajevima udara u glavno rebro i udara s tri komada leda manjeg promjera. Točnost numeričkih rezultata kod metalne konstrukcije će ovisiti i o vrsti materijalnog modela aluminijske legure. Korištena su dva materijalna modela: nelinearni i Johnson-Cook. Modeli daju velike razlike u rezultatima, pa je potrebno napraviti dodatne analize i usporedbe s eksperimentalnim rezultatima radi njihove validacije i međusobne usporedbe, ali takva analiza bi prelazila okvire diplomskog rada.

Korišteni kompozitni materijal u kompozitnoj konstrukciji pretkrilca se pokazao kao puno lošija varijanta za razliku od metalne konstrukcije. U slučajevima kada kod metalne konstrukcije ne bi dolazilo do popuštanja, kod kompozitne konstrukcije dolazi do probijanja gornje oplata i popuštanja unutrašnjih elemenata konstrukcije pretkrilca. Zaključuje se da korišteni kompozit nije adekvatna zamjena aluminijskoj leguri po pitanju otpornosti na oštećenja izazvana udarom leda te se u stvarnim konstrukcijama preporučuje upotreba drugačijeg kompozitnog materijala.

7. LITERATURA

- [1] Souter RK, Emerson JB.: Summary of available hail literature and the effect of hail on aircraft in flight. Washington: NACA technical note 2734; 1952. p. 1–33, 1959.
- [2] Kim.H, Kedward K.T.: Modeling Hail Ice Impacts and Predicting Impact Damage Initiation in Composite Structures, University of California, Santa Barbara, AIAA JOURNAL Vol. 38, No. 7, 2000.
- [3] Tippmann J.D.: Development of a Strain Rate Sensitive Ice Material Model for Hail Ice Impact Simulation, University of California, San Diego, 2011.
- [4] Petrenko, V.F., Whitworth R.F.: Physics of Ice, Oxford University Press, 1999.
- [5] Field P.R., Hand W., Cappelluti G., McMillan A., Foreman A., Stubbs D., Willows M.: Hail Threat Standardisation, FINAL report for EASA.2008.OP.25.
- [6] Kim, H., J. N. Kuene.: Compressive Strength of Ice and Impact Strain Rates, Journal of Material Science 42 2007: 2802-806, 2007.
- [7] Carney, K. S., Benson, D. J., DuBois, P., Lee, R.: A phenomenological high strain rate model with failure for ice, International Journal of Solids and Structures, vol. 43, no. 25, pp. 7820-7839, 2006.
- [8] Erland M., Schulson, Duval P.: Creep and Fracture of Ice, Cambridge University Press, 2009.
- [9] ABAQUS 6.9 analysis user manual. Providence, RI: ABAQUS Inc; 2009.
- [10] Vukčević V., Werner A., Degiuli N.: SPH simulacija Poiseulleovog strujanja pri niskim Reynoldsovim brojevima, Sveučilište u Zagrebu, Fakultet strojarstva i brodogradnje, Zagreb, 2012.
- [11] Mikuš B.: Postupci simulacije fluida, Sveučilište u Zagrebu, Fakultet elektrotehnike i računarstva, 2011.
- [12] Smojver I., Ivančević D.: Bird Impact at Aircraft Structure - Damage Analysis Using Coupled Euler Lagrangian Approach, IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering 10, 2010.
- [13] Park, H, Kim, H.: Damage resistance of single lap adhesive composite joints by transverse ice impact, International Journal of Impact Engineering 37, 2010.
- [14] Kim H., Douglas A., Kedward K.: Experimental investigation of high velocity ice

- impacts on woven carbon/epoxy composite panels, Composites: Part A, 2002.
- [15] Turčinović I.: Proračun čvrstoće pretkrilca velikog putničkog zrakoplova pri aerodinamičkom opterećenju, Sveučilište u Zagrebu, Fakultet strojarstva i brodogradnje, Zagreb, 2010.
- [16] Wang X., Shi J.: Validation of Johnson-Cook plasticity and damage model using impact experiment, International Journal of Impact Engineering, 2013.
- [17] Leko M.: Numerička analiza udara projektila u zrakoplovnu konstrukciju, Sveučilište u Zagrebu, Fakultet strojarstva i brodogradnje, Zagreb, 2017.
- [18] Soden, P., Hinton, M., and Kaddour, A.: Lamina properties, lay-up configurations and loading conditions for a range of fibre-reinforced composite laminates, Composites Science and Technology, 58:1011-1022., 1998.
- [19] Smojver, I. Mehanika kompozitnih materijala, Zagreb, 2006/2007.
- [20] Aeromagazine, Boeing Publication, 2016.
http://www.boeing.com/commercial/aeromagazine/articles/qtr_4_06/article_04_2.html
- [21] Airbus 319 Structural Repair Manual